

2



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

Institut für Reaktorentwicklung

**Auslegung und konstruktive Gestaltung
eines aus Stahlguß-Segmenten
aufgebauten Druckbehälters für einen
Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor
mit einer thermischen Leistung
von 3000 MW**

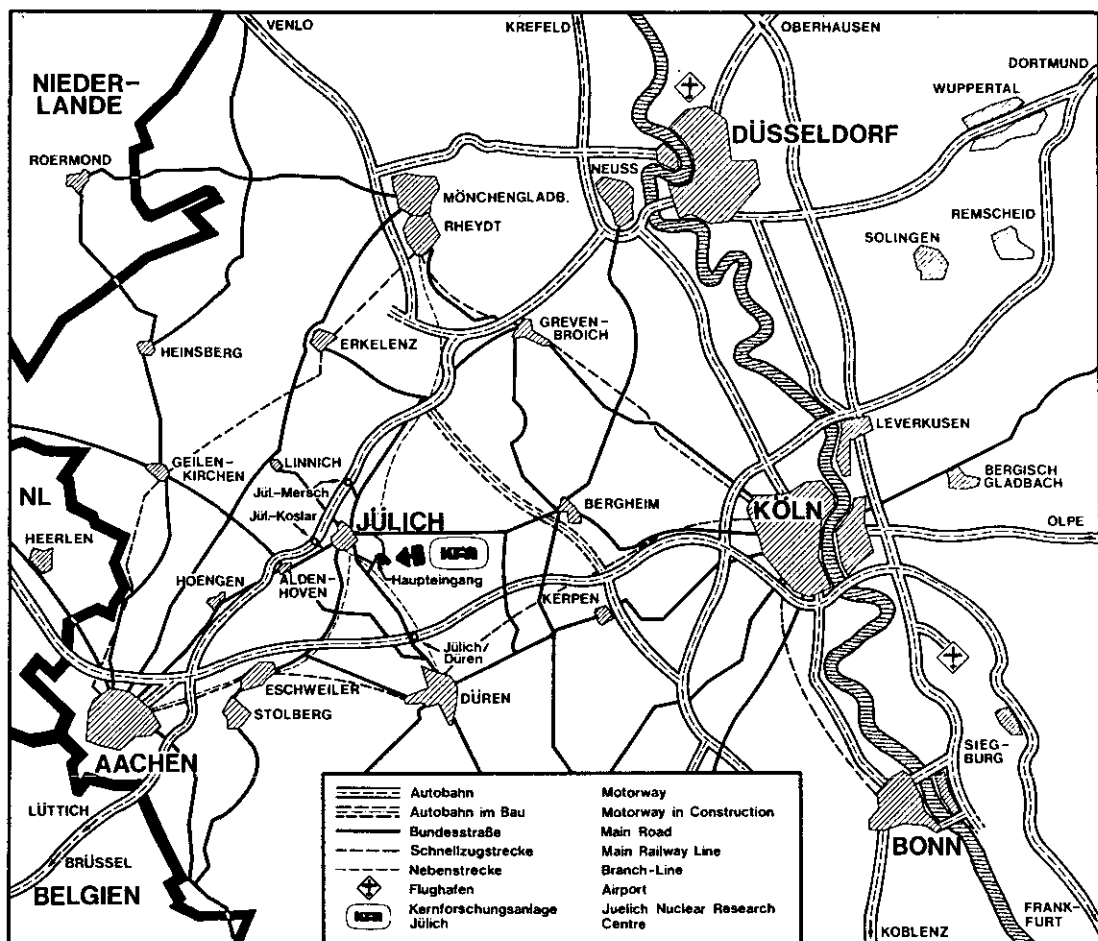
von

J. Voigt

Jül - Spez - 4

März 1978

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 4
 Institut für Reaktorentwicklung Jül - Spez - 4

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH,
 Jülich, Bundesrepublik Deutschland

**Auslegung und konstruktive Gestaltung
eines aus Stahlguß-Segmenten
aufgebauten Druckbehälters für einen
Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor
mit einer thermischen Leistung
von 3000 MW**

von

J. Voigt

D 82 (Diss. T. H. Aachen)

LAY-OUT AND CONSTRUCTION
OF A PRESSURE VESSEL BUILT-UP OF CAST STEEL SEGMENTS
FOR A PEBBLE-BED HIGH TEMPERATURE REACTOR
WITH A THERMAL POWER OF 3000 MW

by

Jürgen Voigt

ABSTRACT

The prestressed cast vessel is an alternative to the prestressed concrete vessel for big high temperature reactors.

In this report different cast steel vessel concepts for an HTR for generation of current with 3000 MW(th) are compared concerning their realization and economy.

The most favourable variant serves as a base for the lay-out of the single vessel components as cast steel segments, bracing, cooling and outer sealing. Hereby the actual available possibilities of production and transport are considered. For the concept worked out possibilities of inspection and repair are suggested. A comparison of costs with adequate propositions of the industry for a prestressed concrete and a cast iron pressure vessel investigates the economical competition.

AUSLEGUNG UND KONSTRUKTIVE GESTALTUNG
EINES AUS STAHLGUSS-SEGMENTEN AUFGEBAUTEN DRUCKBEHÄLTERS
FÜR EINEN KUGELHAUFEN-HOCHTEMPERATURREAKTOR
MIT EINER THERMISCHEN LEISTUNG VON 3000 MW

von
Jürgen Voigt

KURZFASSUNG

Der vorgespannte Stahlgußbehälter stellt eine Alternative zum Spannbetonbehälter für große Hochtemperaturreaktoren dar. In dieser Arbeit werden verschiedene Stahlguß-Behälterkonzepte für einen HTR zur Stromerzeugung mit 3000 MW_{th} bezüglich ihrer Realisierbarkeit und Wirtschaftlichkeit gegenübergestellt. Die günstigste Variante dient als Grundlage zur Auslegung der einzelnen Behälterkomponenten wie Stahlguß-Segmente, Verspannung, Kühlung und äußere Abdichtung. Hierbei werden die derzeit verfügbaren Herstellungs- und Transportmöglichkeiten berücksichtigt. Für das erarbeitete Konzept werden Inspektions- und Reparaturmöglichkeiten vorgeschlagen. Ein Kostenvergleich mit entsprechenden Entwürfen der Industrie für einen Spannbeton- und einen Graugußdruckbehälter untersucht die wirtschaftliche Konkurrenzfähigkeit.

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. EINLEITUNG	1
2. ABGRENZUNG DES VORGESPANNTEN STAHLGUSS-BEHÄLTERS GEGENÜBER SPANNBETON- UND GRAUGUSS-DRUCKBEHÄLTER	3
2.1 Der Spannbetonbehälter	3
2.2 Der vorgespannte Grauguß-Druckbehälter	5
2.3 Der vorgespannte Stahlguß-Druckbehälter	8
3. VERGLEICH VERSCHIEDENER STAHLGUSS-BEHÄLTERKONZEPTE	11
3.1 Auslegungsbedingungen	12
3.2 Beschreibung der einzelnen Konzepte	13
3.2.1 Die Einkavernen-Bauweise	13
3.2.2 Die Mehrkavernen-Bauweise	15
3.2.3 Die Satelliten-Bauweise	18
3.3 Bewertung der Alternativkonzepte	23
4. FERTIGUNGSTECHNISCHE AUSLEGUNG DES GEWÄHLTEN KONZEPTE	28
4.1 Das Kühlsystem	30
4.2 Die Verspannung	34
4.2.1 Die Axialverspannung	36
4.2.2 Die Horizontalverspannung	42
4.3 Das Dichtsystem	48
4.4 Das Schersicherungssystem	54
4.5 Die Stahlgußsegmente des Core-Behälters	59
4.5.1 Die Segmente des Behältermantels	59
4.5.2 Die Boden- und Deckensegmente	63
4.5.3 Die Kronensteine	74
4.6 Die Wärmetauscher-Behälter	77
4.7 Zusammenfassung der wichtigsten Behälterdaten	82

II

	Seite
5. FERTIGUNGS- UND MONTAGEABLAUF	85
6. INSPEKTION UND WIEDERHOLUNGSPRÜFUNG	89
7. REPARIERBARKEIT UND DEMONTIERBARKEIT	92
7.1 Reparierbarkeit	92
7.2 Demontierbarkeit	94
8. KOSTENVERGLEICH ZWISCHEN SPANNBETON-, GRAUGUSS- UND STAHLGUSS-DRUCKBEHÄLTER	96
9. ZUSAMMENFASSUNG	101
10. LITERATURVERZEICHNIS	103

VERZEICHNIS DER ABBILDUNGEN

	Seite
Abb. 2.1: Modell des THTR-Behälters	3
Abb. 2.2: Lineranordnung beim THTR	4
Abb. 2.3: Vorgespannter Grauguß-Druckbehälter für den THTR	7
Abb. 2.4: Lineranordnung beim VGD	7
Abb. 2.5: Vergleich der Werkstoffeigenschaften von Stahlguß, Grauguß und Beton	9
Abb. 3.1: VSGD in Einkavernenbauweise	14
Abb. 3.2: VSGD in Mehrkavernenbauweise	16
Abb. 3.3: VSGD in Satellitenbauweise mit horizontaler Gasführung	20
Abb. 3.4: VSGD in Satellitenbauweise mit U-Gasführung	21
Abb. 3.5: VSGD in Satellitenbauweise mit Mittelsäule und horizontaler Gasführung	22
Abb. 3.6: Hauptabmessungen der Alternativkonzepte	24
Abb. 3.7: Gegenüberstellung der Kosten der Alternativkonzepte	25
Abb. 3.8: Vergleich der Alternativkonzepte	26
Abb. 4.1: Gestaltungsmöglichkeiten für den VSGD	29
Abb. 4.2: Kühlungsvarianten für den Zylindermantel	31
Abb. 4.3: Temperaturverlauf in Einbauten und Behälterwand	33
Abb. 4.4: Prinzip der äußeren Vorspannung	34
Abb. 4.5: Alternative Axialspannsysteme	36
Abb. 4.6: Vergleich der Axialspannsysteme	37
Abb. 4.7: Spannglied mit Ankerkopf	38
Abb. 4.8: Einzeldrähte mit angestauchten Köpfchen	38
Abb. 4.9: Spanngliedanzahl in Abhängigkeit vom Behälterdurchmesser	39
Abb. 4.10: Verspannungsschaubild (axial)	40
Abb. 4.11: Anordnung der Kabelverankerung	41
Abb. 4.12: Alternative Horizontalspannverfahren	42
Abb. 4.13: Vergleich der Horizontalspannverfahren	43

	Seite
Abb. 4.14: Wickelmaschine SW 8500	45
Abb. 4.15: Spannungsverteilung infolge exzentrisch wirkender äußerer Kraft	46
Abb. 4.16: Verteilung der Vorspannkkräfte im Kronensteinbereich	47
Abb. 4.17: Tangential- und Radialspannungen in der unteren Faser einer vorgespannten Vollgußdecke	49
Abb. 4.18: Vergleich der Radialverformungen von Mantel und Deckel	50
Abb. 4.19: Alternative Dichtsysteme	51
Abb. 4.20: Schweißlippenprüfbehälter	52
Abb. 4.21: Blechauskleidung für Flüssiggasbehälter	53
Abb. 4.22: Vergleich der Reibkräfte mit den Innendruckkräften	55
Abb. 4.23: Tangential- und Radialspannungen in der unteren und oberen Faser einer Hohlgußdecke	55
Abb. 4.24: Alternative Schersicherungselemente	56
Abb. 4.25: Paßfederabmessungen im Deckelbereich	57
Abb. 4.26: Vergleich verschiedener Schersicherungselemente	58
Abb. 4.27: Paßfederabmessungen im Mantelbereich	58
Abb. 4.28: Mantelsegment des Core-Behälters	60
Abb. 4.29: Kräfte und Verformungen des Behälters und der Spannkabel	62
Abb. 4.30: Modell zur Berechnung der verrippten Hohlgußdecke	64
Abb. 4.31: Aufteilung von Boden und Decke	68
Abb. 4.32: Anordnung der Stabbohrungen innerhalb der Sechseckblöcke des Reflektors	69
Abb. 4.33: Verteilung der Absorberstäbe	70
Abb. 4.34: Zentralstein (Decke)	71
Abb. 4.35: Kreisringsegmente (Decke)	71
Abb. 4.36: Trapezsegment (Decke)	72
Abb. 4.37: Gasführung innerhalb des Behälters	72
Abb. 4.38: Verformungen und Bearbeitungstoleranzen für die Deckelsegmente	74
Abb. 4.39: Oberer Kronenstein (Decke)	75
Abb. 4.40: Unterer Kronenstein (Decke)	75

	Seite
Abb. 4.41: Ringsegment des Wärmetauscherbehälters	78
Abb. 4.42: Boden- und Deckensegment des Wärmetauscherbehälters	78
Abb. 4.43: Anordnung der Dichtungen zwischen den Wärmetauscher-Ringsegmenten	79
Abb. 4.44: Kühlung und Isolierung der Wärmetauscher-Segmente	81
Abb. 4.45: Kräfte und Verformungen des Behälters und der Spannkabel	81
Abb. 4.46: Übersichtszeichnung Reaktoranlage	84
Abb. 5.1: Herstellungs- und Montageplan	87
Abb. 6.1: Dosisleistung im Mantelbereich	89
Abb. 6.2: Dosisleistung im Deckenbereich	89
Abb. 7.1: Exzenteranordnung im Sonderblock	93
Abb. 8.1: Vergleich der Behälter- und Contain- mentabmessungen für SBB, VGD und VSGD	97
Abb. 8.2: Kostenübersicht SBB	98
Abb. 8.3: Kostenübersicht VGD	98
Abb. 8.4: Kostenübersicht VSGD	99
Abb. 8.5: Kostenvergleich SBB, VGD und VSGD	99

1. EINLEITUNG

Im Hinblick auf den kommerziellen Einsatz des Hochtemperaturreaktors wird im Institut für Reaktorentwicklung der Kernforschungsanlage Jülich an der Entwicklung eines Kugelhaufenreaktors mit einer thermischen Leistung von 3000 MW gearbeitet, der zur Stromerzeugung und zur Bereitstellung von Prozeßwärme eingesetzt werden kann. /1/

Im Vergleich zu Leichtwasserreaktoren erfordern gasgekühlte Reaktoren dieser Leistungsgröße wegen der geringeren Core-Leistungsdichte und der dickwandigen Graphiteinbauten wesentlich größere Behälterabmessungen und entsprechend andere Technologien.

Bisher wurden nahezu ausschließlich Spannbetonbehälter verwendet, die enorme Wandstärken aufweisen und durch einen innenliegenden Liner abgedichtet werden. Die Mängel dieser Bauweise liegen insbesondere in der Temperaturempfindlichkeit und der Kriechneigung des Betons sowie der schlechten Zugänglichkeit der gefährdeten Komponenten, die eine Inspektion bzw. in Frage kommende Reparaturen erschwert.

Um diese Nachteile zu vermeiden, wurde der Ersatz des Spannbetonbehälters durch einen vorgespannten Stahlgußbehälter in Betracht gezogen, der sich durch definierte Werkstoffeigenschaften auszeichnet und wegen seiner Schweißbeignung eine äußere und damit leicht prüf- und reparierbare Abdichtung durch Verschweißen der Segmentfugen erlaubt.

Aufgrund der Möglichkeit, die Behältereinzelteile im Herstellungsbetrieb vorzufertigen, kann die Bauzeit gegenüber dem Spannbetonbehälter reduziert werden. Als weitere Vorteile werden geringere Kosten sowie eine einfachere Demontage nach Stillsetzung des Kraftwerkes erwartet.

In der vorliegenden Arbeit werden unter Berücksichtigung der werkstoff- und herstellungsspezifischen Randbedingungen verschiedene Stahlguß-Behältervarianten hinsichtlich ihrer Wirtschaftlichkeit und der Erfüllung der sicherheitstechnischen Anforderungen verglichen.

Die günstigste Alternative wird als Grundlage für die Bearbeitung der Detailprobleme gewählt. Es werden Lösungsvorschläge für die verschiedenen Funktionseinheiten im Hinblick auf ein optimales Gesamtkonzept unterbreitet sowie die fertigungstechnische Realisierbarkeit der einzelnen Komponenten untersucht. Es werden Wege und Möglichkeiten für Inspektionen, Wiederholungsprüfungen und Reparaturen aufgezeigt.

Abschließend erfolgt ein Vergleich der Kosten des erarbeiteten Konzeptes mit den Kosten der von der Reaktorindustrie im Rahmen des HTR-K Programmes vorgestellten Entwürfe für einen Spannbeton- und einen Graugußdruckbehälter.

2. ABGRENZUNG DES STAHLGUSSBEHÄLTERS GEGENÜBER SPANNBETON- UND GRAUGUSSDRUCKBEHÄLTERS

2.1 Der Spannbetonbehälter (SBB)

Nahezu alle bisher ausgeführten und geplanten gasgekühlten Kernreaktoren besitzen einen Spannbetonbehälter. Der prinzipielle Aufbau eines derartigen Druckgefäßes soll am Beispiel des THTR 300, der sich zur Zeit in Schmehausen bei Unna noch im Bau befindet, kurz beschrieben werden.

Der Behälter, der für einen Betriebsdruck von ca. 40 bar ausgelegt ist, stellt einen stehenden Hohlzylinder mit ebenen Abschlußdeckeln dar (Abb. 2.1). Bei einem Innendurchmesser von 15,9 m und einer Innenhöhe von 15,3 m besitzen die zylindrischen Wände und die Deckel Wandstärken zwischen 4,5 und 5,1 m. /2/

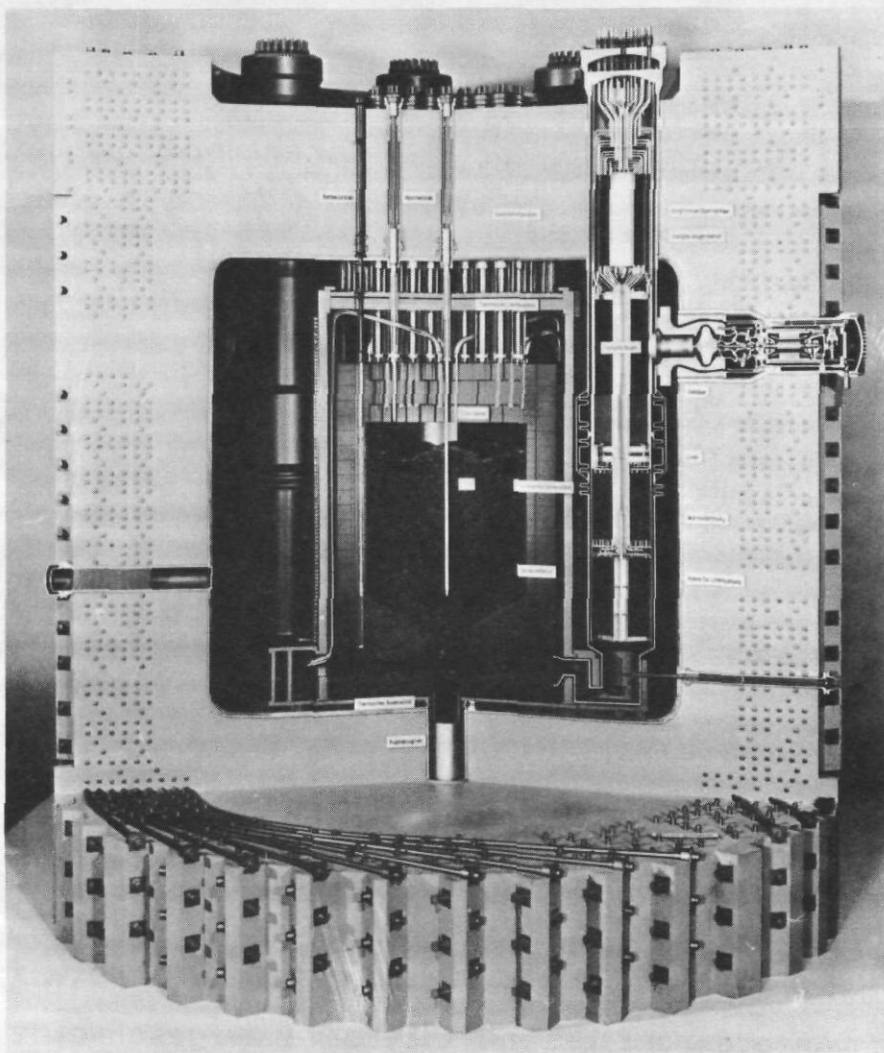


Abb. 2.1: Modell des THTR-Behälters /3/

Es erfolgt eine Trennung von Trag- und Dichtfunktion. Der Beton, der weitgehend nur Druckspannungen unterliegt, wird durch ein axiales und horizontales Spannsystem vorgespannt, das sich aus vielfach redundanten Einzeldrähten zusammensetzt. Eine zusätzliche schlaaffe Bewehrung dient dazu, den Verbund des Betonkörpers sicherzustellen und örtlich auftretende Zugspannungen aufzunehmen.

Die Abdichtung gegenüber der Heliumatmosphäre wird durch einen innenliegenden Liner, eine Stahlauskleidung von 20 - 30 mm Stärke aus Feinkornstahl sowie durch Panzerrohre im Bereich der Durchführungen für den Kugelabzug, die Abschaltstäbe und die Gebläse erreicht. Der Liner ist durch ein enges Raster von Verankerungen mit dem Betonmantel verbunden (Abb. 2.2).

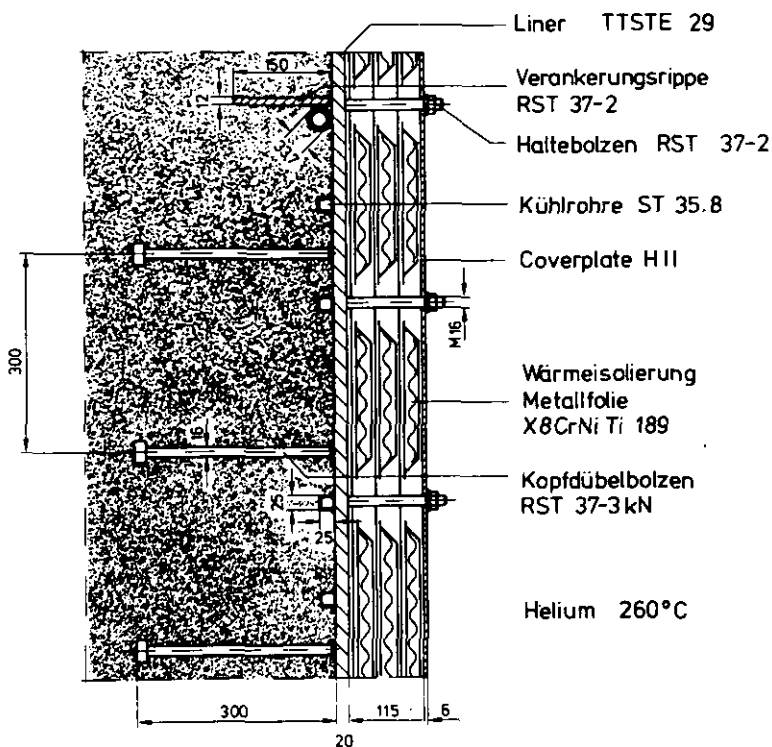


Abb. 2.2:

Lineranordnung beim THTR /4/

Um den Betonkörper vor unzulässigen Temperaturen von über 80 °C zu schtzen, ist die Linerinnenseite mit einer mehrlagigen Metallfolienisolierung ausgestattet, zusätzlich sind an der Rückseite wasserdurchflossene Kühlrohre aufgeschweißt.

Die Bauzeit für den SBB ist mit ca. 40 Monaten beträchtlich. Nachteilig wirkt sich hierbei besonders aus, daß der Liner auf der Baustelle aus einzelnen Blechtafeln zusammengeschweißt und eine Vielzahl von Panzerrohren angeschweißt werden muß und alle Schweißnähte eine eingehende Prüfung erfordern.

Außerdem muß das Betonieren des Behälters, bei dem der Liner als innere Schalung dient, in Abschnitten von etwa 1,5 m Höhe erfolgen, wobei jeweils eine Abbindezeit von zwei bis vier Wochen erforderlich ist.

Die großen Wandstärken des SBB ergeben sich aufgrund der niedrigen Festigkeitswerte des Betons (Abb. 2.5). Hinzu kommt einerseits, daß diese Werte nicht innerhalb des gesamten Volumens garantiert werden können, und andererseits, daß sich die Werkstoffeigenschaften, verbunden mit Kriech- und Schwindvorgängen, über die Betriebsdauer ändern. Das bedeutet, daß der Liner gegen Ende der Betriebszeit seine stärkste Belastung erfährt, da das größte Schrumpfmaß im Beton auftritt, wenn sich im Liner schon Ermüdungserscheinungen bemerkbar machen. Aufgrund des unterschiedlichen Verhaltens von Druckkörper und Liner bei wechselnden Betriebsbedingungen muß mit örtlichen plastischen Verformungen gerechnet werden. /4/

Wegen der Umhüllung mit dickwandigem Beton sind Wiederholungsprüfungen und Reparaturen des Liners und des Kühlsystems nur unter erheblichem Aufwand möglich, bei Schäden an diesen Komponenten muß mit langen Ausfallzeiten gerechnet werden. Als Vorteil der großen Wandstärken kann der Verzicht auf zusätzliche Abschirmmaßnahmen angesehen werden, der gesamte Behälteraußenbereich ist während des Betriebs begehbar.

2.2 Der vorgespannte Grauguß-Druckbehälter (VGD)

Aufbauend auf den Erfahrungen, die mit Grauguß als Abschirmmaterial gemacht wurden, entwickelte die Firma Siempelkamp, Krefeld, als Alternative zum SBB den vorgespannten Grauguß-Druckbehälter. /5/6/

Dieses Konzept weist gegenüber dem Spannbetonbehälter im wesentlichen folgende Vorteile auf:

- Der verwendete Werkstoff besitzt exakt meßbare Eigenschaften, das Verhalten kann eindeutig vorherbestimmt bzw. berechnet werden.
- Die Festigkeitswerte liegen erheblich höher (Abb. 2.5). Aufgrund der besseren Werkstoffausnutzung ergibt sich einerseits trotz höheren spezifischen Gewichtes ein geringeres Gesamtgewicht und andererseits kleinere Behälterabmessungen. Hierdurch ist es möglich, die Fundamente schwächer auszubilden und das Containment kleiner zu halten.
- Das Langzeitverhalten ist wesentlich besser. Es treten keine Kriech- und Schwindeffekte auf, die zu einer höheren Belastung des Liners führen.
- Die Temperaturempfindlichkeit ist geringer. Es können Temperaturen bis zu 300 °C ohne nennenswerte Werkstoffschädigung zugelassen werden.
- Durch Vorfertigung der Behältereinzelteile in der Fabrik ist eine Verkürzung der Bauzeit möglich.
- Reparaturen einzelner Komponenten erscheinen einfacher.
- Die Demontage des Behälters nach der Stillsetzung läßt sich mit geringerem Aufwand durchführen.

Ähnlich wie beim SBB erfolgt auch beim VGD eine Trennung der Trag- und Dichtfunktion. Der aus einer Vielzahl von verrippten Hohlgußsegmenten zusammengesetzte Behälter (Abb. 2.3) wird durch ein System axialer Spannkabel und eine horizontale Ringverspannung auf Druck vorgespannt.

Ein Verbund der maximal 70 t wiegenden Einzelsegmente und eine gegenseitige Fixierung wird durch Scherleisten erreicht, die gleichzeitig als Montagehilfe dienen. Beim Ausfall der Horizontalverspannung eines Ringes werden die gefährdeten Gußblöcke von den darüber- und darunterliegenden Segmentringen über die Scherleisten in ihrer Position gehalten.

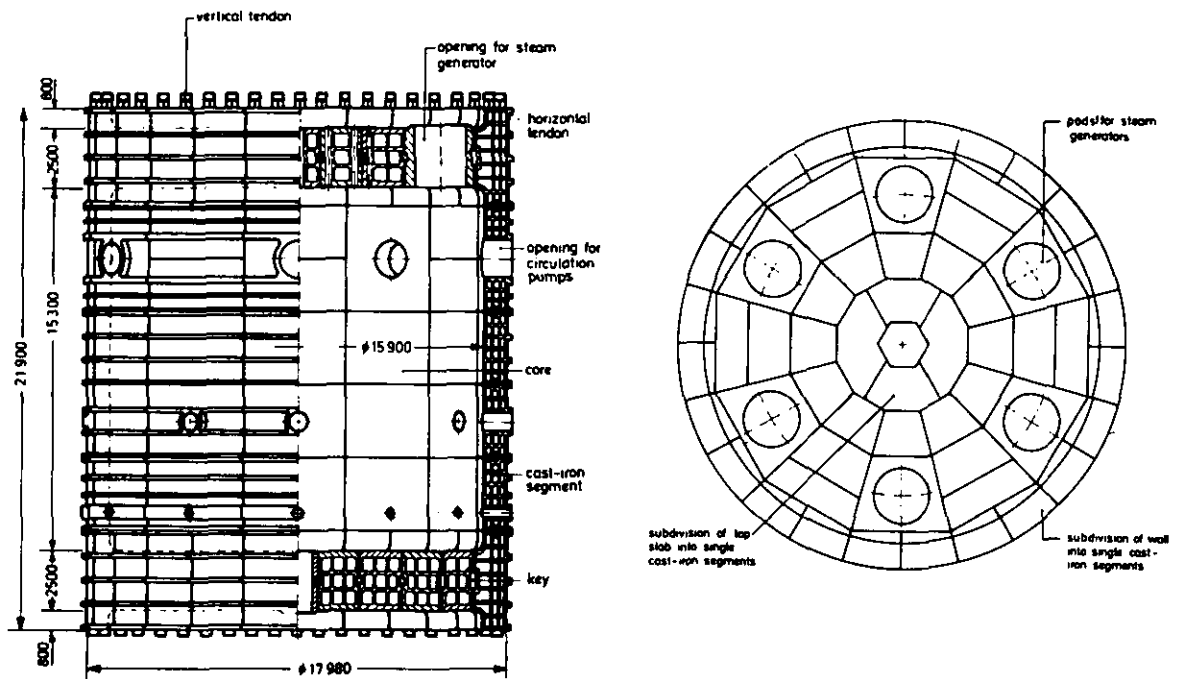


Abb. 2.3: vorgespannter Grauguß-Druckbehälter für den THTR /5/

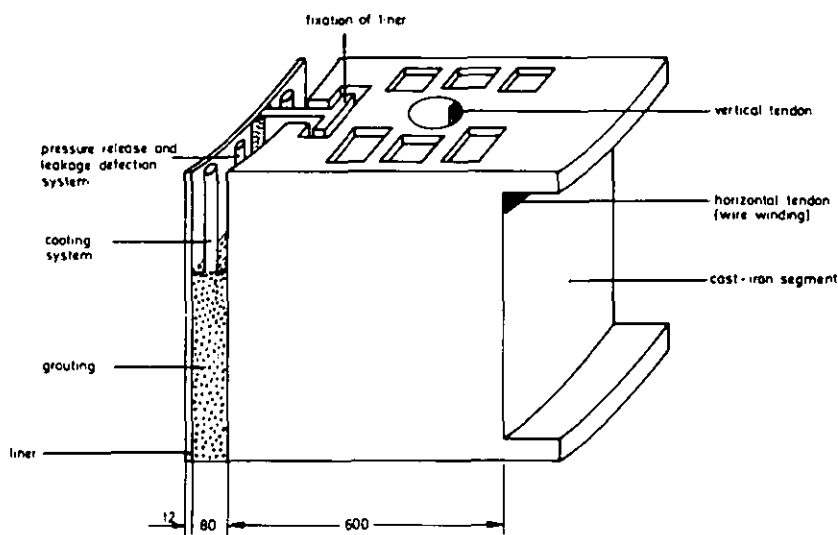


Abb. 2.4: Lineranordnung beim VGD /5/

Die Abdichtung des Behälters erfolgt durch einen etwa 10 mm starken Liner, der durch T-förmige Anker in entsprechenden Nutprofilen mit dem Gußkörper verbunden ist (Abb. 2.4). Zwischen der Rückseite des Liners, an der ein Kühlsystem aufgeschweißt ist, und den Gußsegmenten ist ein Spalt vorgesehen, der nach einer Teilvorspannung des Behälters mit einer druckfesten Masse aufgefüllt wird. Hierdurch soll sichergestellt werden, daß der Liner im Betriebszustand nur geringen Druckbelastungen ausgesetzt ist und Beulerscheinungen vermieden werden.

In jüngster Zeit wurden von namhaften Industriefirmen Untersuchungen angestellt, die sich mit einem heißgehenden Liner befassen. Hierbei wird auf eine Kühlung und Isolierung des Liners verzichtet, der Behälter ist Temperaturen von etwa 250 °C ausgesetzt.

2.3 Der vorgespannte Stahlgußbehälter (VSGD)

Aufgrund der innenliegenden Abdichtung stellt der vorgespannte Graugußbehälter gegenüber dem SBB hinsichtlich der Prüf- und Reparierbarkeit keine wesentliche Verbesserung dar.

Eine Beseitigung dieser Nachteile ist nur zu erwarten, wenn das Lining an die Behälteraußenseite verlegt wird und sich auf die Stoßfugen jeweils benachbarter Segmente beschränkt. Ein derartiges Konzept bedingt jedoch anstelle des Graugusses einen schweißbaren Grundwerkstoff, da die in Frage kommenden Dichtelemente mit den Segmenten verschweißt werden müssen. Daher wurde die Verwendung von Stahlguß in Erwägung gezogen, der neben einer guten Schweißbarkeit auch über bessere Festigkeitseigenschaften verfügt (Abb. 2.5). Lediglich die Druckfestigkeit liegt deutlich unterhalb der des Gußeisens. Es muß jedoch darauf hingewiesen werden, daß der angegebene Wert nicht für große Wandstärken, wie sie bei den Behältersegmenten teilweise erforderlich sind, gültig ist, hier sind vielmehr geringere Druckfestigkeiten zu erwarten. Höhere Zugfestigkeits- und Bruchdehnungswerte lassen Stahlguß, zumal innerhalb der einzelnen Blöcke mit lokal auftretenden Zugspannungen zu rechnen ist, auch aus sicherheitstechnischen Überlegungen als Behälterwerkstoff besser geeignet erscheinen.

Werkstoff		Dim.	GS-22Mo4	GG-26	Bn 550
Analyse:	C	%	0,18-0,23	3,2	
	Si	%	0,30-0,50	1,6	
	Mn	%	0,50-0,80	0,7	
	P _{max}	‰	0,035	0,2	
	S _{max}	‰	0,025	0,08	
	Cr	%	0,00-0,30	-	
	Mo	%	0,35-0,45	-	
Zugfestigkeit	σ_z	kp/mm ²	45-60	26	0,35
Spaltzugfestigkeit	β_{S2285}	kp/mm ²	-	-	0,32
Streckgrenze	$\sigma_{0,2}$	kp/mm ²	25	-	-
Biegefestigkeit	σ_b	kp/mm ²	-	46	-
Druckfestigkeit	σ_D	kp/mm ²	50	100 ?	6,46
Bruchdehnung ($l_0 = 5d_0$)	δ	%	22	0,5	-
Scherfestigkeit	τ	kp/mm ²	30-45	30	1
Kerbschlagzähigkeit DVM	a_K	kpm/cm ²	5	-	-
Schlagbiegezugzähigkeit	a_b	kpm/cm ²	-	0,4	-
Elastizitätsmodul	E	10 ⁶ kp/cm ²	2,1	1,05	0,39
Schub-Modul	G	10 ⁶ kp/cm ²	0,81	0,41	0,17
Querdehnzahl	ν	-	0,33	0,26	0,17
Zul. Flächenpressung	P	kg/mm ²	8-15	7-8	0,9
Dichte	ρ	kg/dm ³	7,85	7,3	2,35
Temperaturdehnzahl	α_T	10 ⁻⁶ grd ⁻¹	10	10	10
Wärmeleitfähigkeit	λ	kcal/mhgrd	42	40	1,1

Abb. 2.5:

Vergleich der Werkstoffeigenschaften von Stahlguß, Grauguß und Beton /7/

Bis auf die außenliegende Abdichtung ist der Aufbau des vorgespannten Stahlguß-Druckbehälters (VSGD) ähnlich wie der des VGD. Er setzt sich aus einzelnen Segmenten zusammen, die durch axiale und horizontale Spannsysteme auf Druck vorgespannt werden. Damit kann der Behälter ebenso wie VGD und SBB als berst-sicher bezeichnet werden. Der Verbund der einzelnen Segmente und eine gegenseitige Fixierung im Störfall wird durch eine geeignete Schersicherung gewährleistet. Um die Spannkabel vor unzulässiger Erwärmung zu schützen, ist ebenfalls eine Kühlung vorgesehen, die sich jedoch entsprechend dem Behälteraufbau in eine Vielzahl von Einzelsystemen aufteilt.

Neben den für den VGD bereits aufgeführten weist der vorgespannte Stahlgußbehälter weitere Vorteile auf. Die äußerst zeit- und kostenintensive Montage und Prüfung des innenliegenden Liners mit den aufgeschweißten Kühlrohren sowie die Problematik der Durchführungen und der Verankerung mit dem Druckkörper werden vermieden. Dies kann sich in einer weiteren Verkürzung der Bauzeit äußern.

Aufgrund der freien Zugänglichkeit der außenliegenden Abdichtung kann diese laufend überwacht, geprüft und gegebenenfalls mit geringem Aufwand repariert werden. Eine Reparatur des blockabhängigen Kühlsystems erscheint ebenfalls möglich.

Als Werkstoff wird GS 22Mo4 vorgeschlagen, ein warmfester ferritischer Stahlguß, der sich durch seine gute Schweißseignung auszeichnet und im Reaktorbau bereits erfolgreich eingesetzt wurde.

3. VERGLEICH VERSCHIEDENER STAHLGUSS-BEHÄLTERKONZEPTE

Ziel des in den folgenden Abschnitten dargestellten Behältervergleichs ist es, unter Berücksichtigung der werkstoffabhängigen Randbedingungen das technisch und wirtschaftlich günstigste Stahlguß-Behälterkonzept zu finden und so die Basis für eine verstärkte Untersuchung der Detailprobleme zu schaffen.

Hierzu ist es erforderlich, nicht nur rein behälterspezifische Aspekte zu betrachten, sondern ebenfalls den Einfluß der einzelnen Varianten auf die Peripherie des Wärmeerzeugungssystem zu berücksichtigen.

Grundsätzlich lassen sich die dargestellten Konzepte nach integrierter und nicht integrierter Bauweise unterscheiden. Bei integrierter Bauweise ist der gesamte Primärkreis - also Reaktor und die Dampferzeuger - innerhalb eines einzigen, entsprechend groß ausfallenden Druckbehälters angeordnet. Bei der nicht integrierten Bauweise sind Reaktor und Dampferzeuger räumlich voneinander getrennt, sie besitzen jeweils eigene Druckbehälter.

In den Vergleich wurden nur solche nicht integrierten Konzepte aufgenommen, die für jeden Dampferzeuger einen eigenen Druckbehälter vorsehen, Anordnungen, die mehrere Wärmetauscher innerhalb eines Behälters zusammenfassen, schieden wegen zu hohen Realisierungsaufwandes bzw. wegen erheblicher sicherheitstechnischer Bedenken aus.

3.1 Auslegungsbedingungen

Grundlage für den Behältervergleich ist ein Reaktor zur Stromerzeugung mit einer thermischen Leistung von 3000 MW. Bei einer Leistungsdichte von $5,5 \text{ MW/m}^3$ erfordert dieser Reaktor unter Berücksichtigung der Graphit- und Kohlesteineinbauten sowie der Kühlung eine Kaverne mit einem Durchmesser von 15,4 m und einer Höhe von 14,0 m.

thermische Leistung	3000 MW
mittlere Coreleistungsdichte	$5,5 \text{ MW/m}^3$
Betriebsdruck	40 bar
Heißgastemperatur	750°C
Kaltgastemperatur	250°C
Zahl der Wärmetauscher	12
Core-Durchmesser	11250 mm
Core-Höhe	5500 mm
Seitenreflektor	1000 mm
Deckenreflektor	1000 mm
therm. Schild	375 mm
Kohlesteinisolierung (Seite)	500 mm
Kohlesteinisolierung (Decke)	1000 mm
Kohlesteinisolierung (Boden)	1500 mm
Höhe der Heißgaskammer	1000 mm
Behälterinnendurchmesser	15400 mm
Behälterinnenhöhe	14000 mm

Der gesamte Primärkreis, in dem ein Heliumdruck von 40 bar herrscht, soll berstsicher eingeschlossen werden, d. h. als vorgespannte Konstruktion ausgelegt werden.

Der Wärmeaustausch erfolgt in zwölf voneinander unabhängigen Loops. Diese Aufteilung stellt für die integrierten Konzepte die kompakteste Anordnung dar, außerdem kann hierbei wahrscheinlich auf ein zusätzliches Nachwärmeabfuhr verzichtet werden.

Jeder Loop erhält ein eigenes Gebläse, dessen Antriebsmotor sich außerhalb des Druckbehälters befindet.

Die Gasführung zwischen Core und Dampferzeugern erfolgt in allen Fällen durch Koaxialleitungen, die bei den nicht integrierten Varianten ebenfalls auf Druck vorgespannt sind.

Die Druckbehälter sind kaltgehend, d.h., sie sind mit einem Kühlsystem ausgestattet, das die Wandtemperatur unter allen Betriebsbedingungen auf Werte unterhalb 60 °C begrenzt und damit eine Gefährdung der Spannsysteme ausschließt.

Core- und Wärmetauscherbehälter werden von einem Schutzgebäude umschlossen, das so bemessen ist, daß die Wärmetauscher mit Hilfe der installierten Krananlage aus dem Druckbehälter herausgehoben und innerhalb des Gebäudes geprüft und gegebenenfalls repariert werden können.

3.2 Beschreibung der einzelnen Konzepte

3.2.1 Die Einkavernen-Bauweise (Big Cavity)

Bei dieser Bauweise, die bereits vom THTR-Prototypkraftwerk allerdings als Spannbetonausführung bekannt ist, sind sowohl das Reaktore-Core als auch die Wärmetauscher in einer gemeinsamen großen Kaverne angeordnet (Abb. 3.1). Die keramischen Einbauten werden von dem Thermischen Schild, der sich aus miteinander verschraubten Gußsegmenten zusammensetzt, umschlossen. Er muß die aus dem statischen Druck der Kugelschüttung resultierenden Kräfte sowie die durch das Einfahren der Regel- und Abschaltstäbe entstehenden Belastungen aufnehmen.

Der dominierende Vorteil dieser Bauweise liegt darin, daß der gesamte Primärkreis innerhalb einer einzigen berstsicheren Umhüllung untergebracht ist. Ein plötzlicher totaler Kühlmittelverlust ist somit konzeptbedingt ausgeschlossen, zumal alle Öffnungen und Durchbrüche durch redundant ausgelegte Deckel abgeschlossen sind und mit Strömungsbegrenzern versehen werden können. Aufgrund der kompakten Anordnung der Komponenten ist gleichzeitig eine hohe Sicherheit gegenüber Schäden durch Erdbeben gegeben.

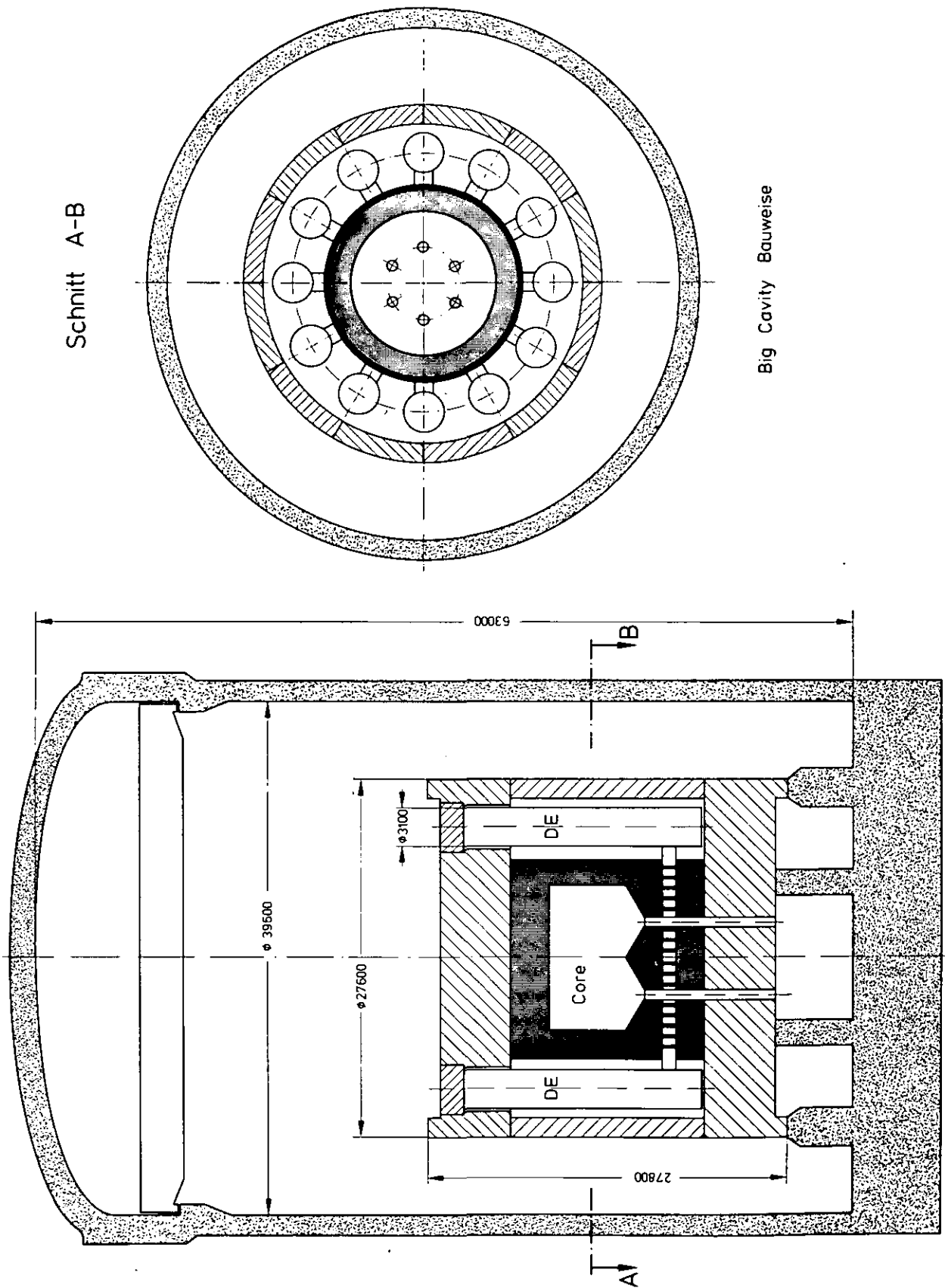


Abb. 3.1: VSGD in Einkavernenbauweise

Die Druckverluste in den äußerst kurzen Gasleitungen können zwar gering gehalten werden, Wartungs- und Reparaturarbeiten an diesen Bauteilen werden jedoch durch die schlechte Zugänglichkeit erheblich erschwert.

Im Hinblick auf einen Einheitsreaktor, der sowohl für die Stromerzeugung als auch für alle Varianten der Prozeßwärmeebenutzung verwendet werden kann, ist dieses Konzept wenig geeignet. Aufgrund der unterschiedlichen Leistungsdichten von Dampferzeugern und Röhrenspaltöfen wäre abhängig vom Anwendungsbereich jeweils ein vollkommen anderer Behälter erforderlich.

Der Außendurchmesser eines Stromerzeugungs-Reaktors mit 3000 MW_{th} würde etwa 27 m betragen. Es ist fraglich, ob eine aus einzelnen Segmenten zusammengesetzte Decke, die einen Durchmesser von 24 m überspannen muß, derzeit technisch beherrschbar ist. Erschwerend kommt hinzu, daß die Decke durch Öffnungen von mehr als 3 m Durchmesser, die zum eventuellen Ausbau der Dampferzeuger unbedingt erforderlich sind, geschwächt wird. Diese Schwierigkeiten lassen den Übergang zu noch größeren Leistungseinheiten unmöglich erscheinen.

Neben diesen technischen Aspekten sprechen auch wirtschaftliche Gründe gegen die Einkavernen-Bauweise. Zwar können die Kosten für die Behälterkühlung wegen der kleineren zu kühlenden Oberfläche gering gehalten werden, jedoch werden diese Einsparungen durch den enorm hohen Stahlgußeinsatz von über 40 000 t mehr als überkompensiert.

3.2.2 Die Mehrkavernen-Bauweise (Pod Boiler)

Im Gegensatz zum Big Cavity Typ wurde die Mehrkavernen-Bauweise bereits für größere Leistungseinheiten von 3000 MW in Erwägung gezogen. Entsprechende Konzeptstudien, allerdings für einen SBB, wurden von der KFA Jülich in Zusammenarbeit mit General Electric und in jüngster Zeit im Rahmen des PNP-Projektes mit HRB durchgeführt. Die Firma Siempelkamp betrieb bisher intensive Forschungen für diesen Behältertyp als vorge-spannte Graugußkonstruktion.

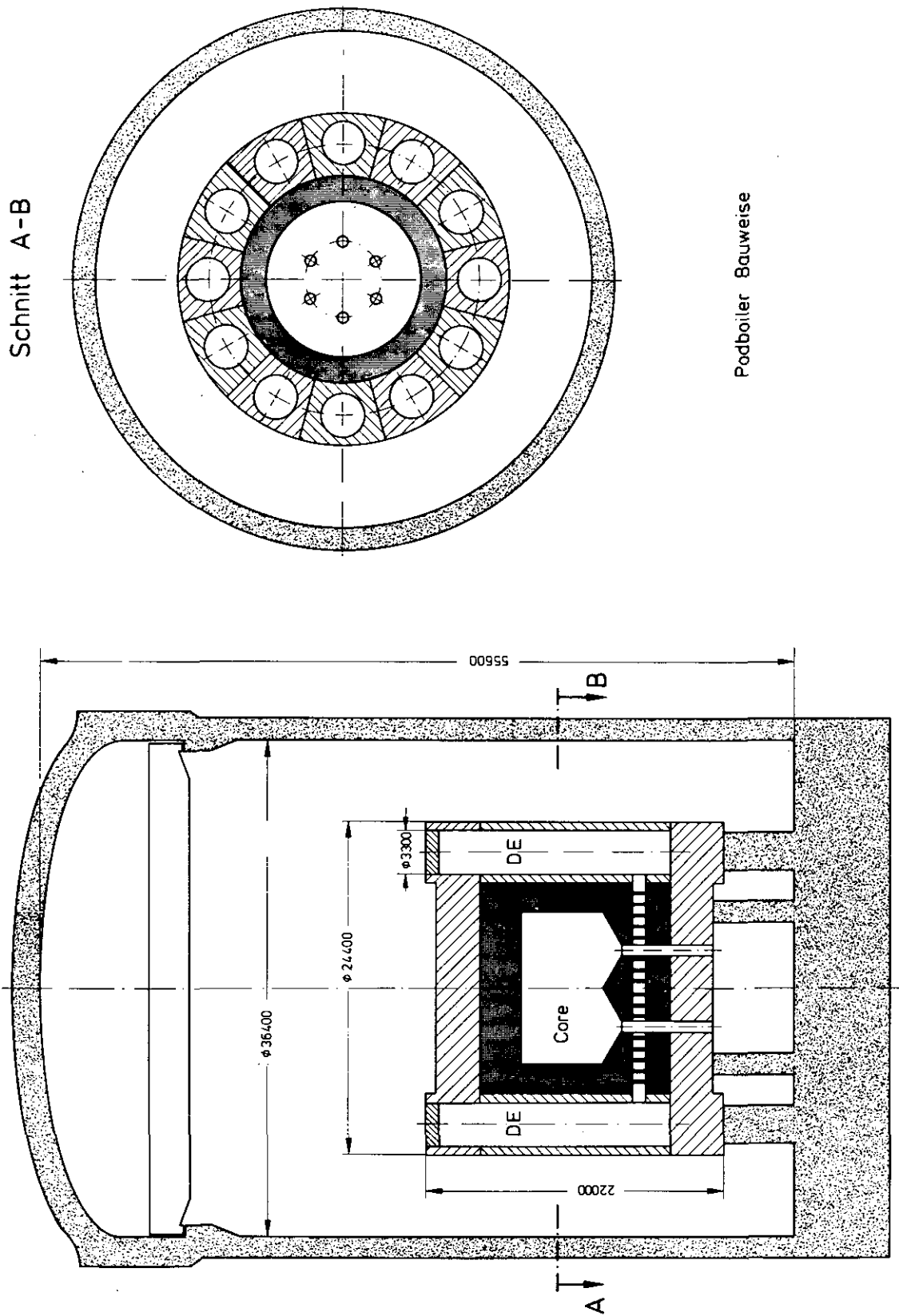


Abb. 3.2: VSGD in Mehrkavernenbauweise

Bei der Mehrkavernen-Bauweise umschließt der Behälter die Core-Kaverne, um die die Kavernen der Dampferzeuger kreisförmig innerhalb der demzufolge sehr stark ausfallenden Behälterwandung angeordnet sind (Abb. 3.2). Der Primärkreis befindet sich somit wie bei der Big Cavity Bauweise innerhalb eines Druckgefäßes, entsprechend hoch ist daher auch die konzeptbedingte Sicherheit gegenüber einem totalen Kühlmittelverlust und Schäden durch Erdbeben.

Trotz des großen Außendurchmessers von mehr als 24 m sind die Schwierigkeiten bezüglich der Deckenkonstruktion bei diesem Konzept geringer, da nur die Core-Kaverne mit ca. 15 m überspannt werden muß.

Hinsichtlich der Vorspannung entstehen jedoch neue Probleme, da die Behälterwandung aufgrund ihrer enormen Dicke in radialer Richtung mehrfach geteilt werden muß. Um eine gleichmäßige Einleitung der Vorspannkkräfte in alle Einzelsegmente sicherstellen zu können, sind Bearbeitungsgenauigkeiten erforderlich, deren Realisierbarkeit mit den heutigen Technologien in Frage gestellt werden muß.

Da sowohl die Core-Kaverne als auch die Dampferzeuger-Kavernen gekühlt werden müssen, ist der Aufwand für das Kühlsystem beträchtlich. Hierzu ist eine große Anzahl von radialen Versorgungsleitungen erforderlich, wodurch der für die axialen Spannkabel zur Verfügung stehende Platz eingeschränkt wird. Hinzu kommt, daß das Kühlsystem voraussichtlich dreifach ausgeführt werden muß, um den weiteren Betrieb des Reaktors bei Ausfall eines Systems zu gewährleisten, da eine Reparatur verbunden mit dem Austausch einzelner Blöcke, insbesondere der inneren, kaum möglich ist. Auch die Reparatur und Wartung der übrigen Komponenten, wie Wärmetauscher und Koaxialleitungen, wird erschwert.

Hinsichtlich der generellen Verwendung eines Reaktortyps sowohl zur Stromerzeugung als auch für die Prozeßwärme ist das Pod-Boiler-Konzept ebensowenig geeignet wie die Einkavernen-Bauweise.

Der Übergang auf Leistungsgrößen von 6000 MW_{th} führt zu erheblichen Schwierigkeiten, da mit der Leistungserhöhung nicht nur die Core-Kaverne, sondern auch die Wärmetauscher vergrößert werden müssen. Der Außendurchmesser eines entsprechenden Behälters würde mindestens 35 m betragen mit Wandstärken von etwa 8 m. Die bereits erwähnten Probleme bezüglich der Bearbeitungsgenauigkeiten würden verschärft auftreten.

Aufgrund des hohen Stahlgußeinsatzes von ca. 35000 t liegen die Behälterkosten bei dieser Bauweise mit etwa 300 Mio DM ähnlich hoch wie beim Einkavernen-Konzept (Abb. 3.7).

3.2.3 Die Satelliten-Bauweise

Die Satelliten-Bauweise für Hochtemperaturreaktoren ist bisher vom Peach Bottom Reaktor bekannt, für Leichtwasserreaktoren stellt sie das standardmäßige Konzept dar.

Bei dieser Bauweise liegt eine räumliche Trennung von Core und Wärmetauschern vor, sie sind in gesonderten Behältern sternförmig um den Core-Behälter angeordnet und mit diesem über freiliegende Koaxialleitungen verbunden. Im Gegensatz zu den bereits im Betrieb befindlichen Leichtwasser-Reaktoren ist der gesamte Primärkreis ebenso wie bei den beiden oben beschriebenen Konzepten berstsicher eingeschlossen. Damit kann, wie bei der Ein- und Mehrkavernen-Bauweise, ein plötzlicher totaler Kühlmittelverlust ausgeschlossen werden.

Ein gleichwertiger Sicherheitsstand gegenüber Erdbebenschäden kann durch konstruktive Maßnahmen erreicht werden.

Für die Verwendung als Einheitsreaktor bietet dieser Behältertyp optimale Voraussetzungen. Die verschiedensten Dampferzeuger und Prozeßwärmetauscher können mit einem Standard-Corebehälter gekoppelt werden und somit alle wirtschaftlichen Vorteile eines Baukastensystems genutzt werden.

Der Übergang auf größere Leistungseinheiten wäre mit diesem Konzept am leichtesten möglich, da nur der Corebehälter vergrößert und die Zahl der Wärmetauscher unter Beibehaltung der Abmessungen erhöht werden müßte.

Aufgrund der Anordnung von Core und Dampferzeugern in verschiedenen Behältern läßt sich die Gesamtbauzeit verkürzen, da Möglichkeiten der Parallelmontage gegeben sind. Außerdem werden durch die aufgelockerte Struktur Wartungs- und Reparaturarbeiten wesentlich erleichtert. Die einfach gestalteten Gußblöcke können so ausgelegt werden, daß, falls der Austausch einer Kühleinheit erforderlich wird, ein Ausbau (Zerstörung) und anschließender Ersatz durch leicht modifizierte Sonderblöcke möglich ist.

In wirtschaftlicher Hinsicht ist die Satelliten-Bauweise den integrierten Konzepten weit überlegen. Die zu erwartenden Kosten liegen bis zu 50 % niedriger.

Im folgenden soll zwischen drei möglichen Varianten der Satelliten-Bauweise unterschieden werden:

1. mit horizontaler Gasführung (Abb. 3.3)
2. mit U-Gasführung (Abb. 3.4)
3. mit Mittelsäulenreaktor und horizontaler Gasführung (Abb. 3.5)

Die Variante mit U-Gasführung bedingt aufgrund der längeren Koaxialleitungen höhere Druckverluste, sie können jedoch teilweise durch die besseren Einstromverhältnisse kompensiert werden.

Die dritte Variante verfügt im Gegensatz zu allen anderen Konzepten über ein Ringcore mit einer Breite von etwa 3 m. In der Mitte des Behälters befindet sich eine Stahlgußsäule, die die Boden- und Deckenspannweite verringert und einen Teil der axialen Spannelemente aufnimmt. Die Säule besitzt keine Horizontalverspannung, da sie keiner Zugbelastung ausgesetzt ist.

Ein Vorteil des Ringreaktors besteht darin, daß reaktorphysikalisch ähnliche Bedingungen vorliegen, wie sie vom AVR bekannt sind. Außerdem ist das Verhalten im Störfall "Ausfall der gesamten Kühlung" aufgrund der höheren Wärmekapazität der Core-einbauten günstiger.

Bedingt durch die geringe Corebreite ist der Einsatz von Reflektorstäben sinnvoll, so daß eine Verringerung der Zahl der Corestäbe möglich ist und der Gestaltungsspielraum der komplizierten Deckenkonstruktion vergrößert werden kann.

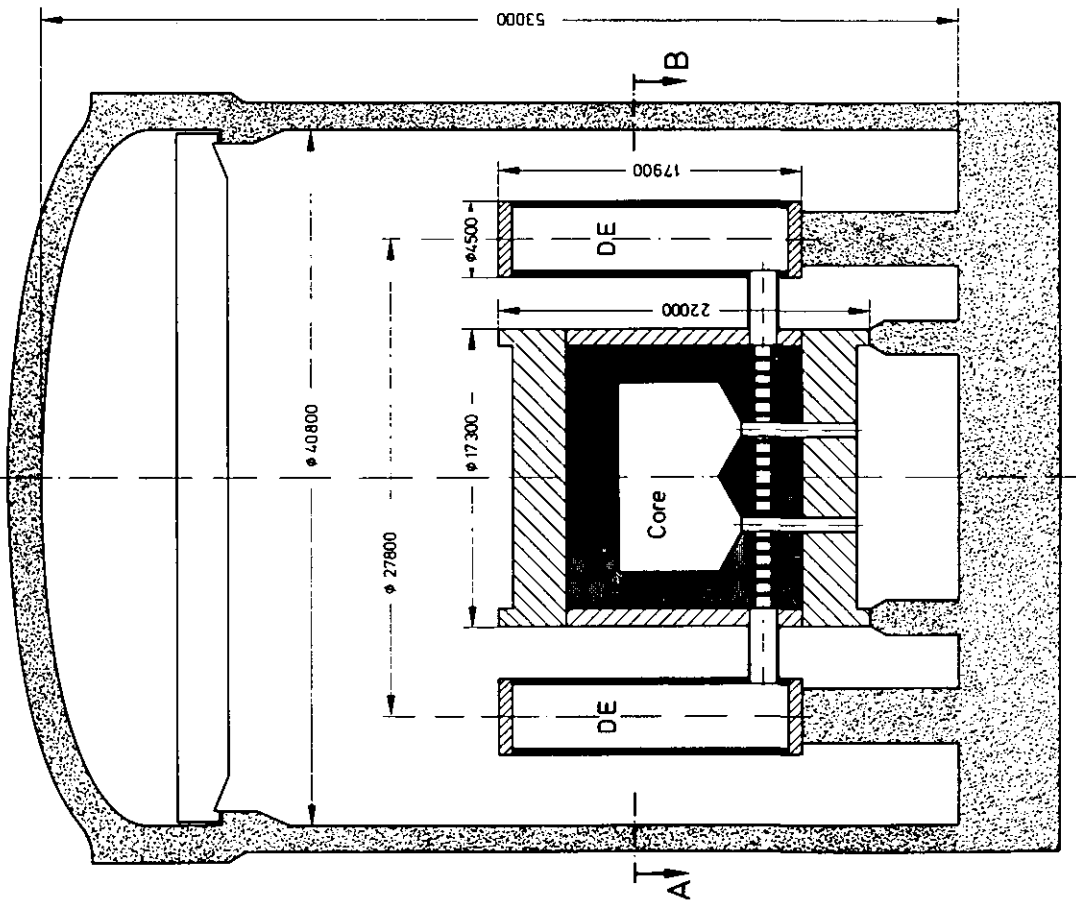
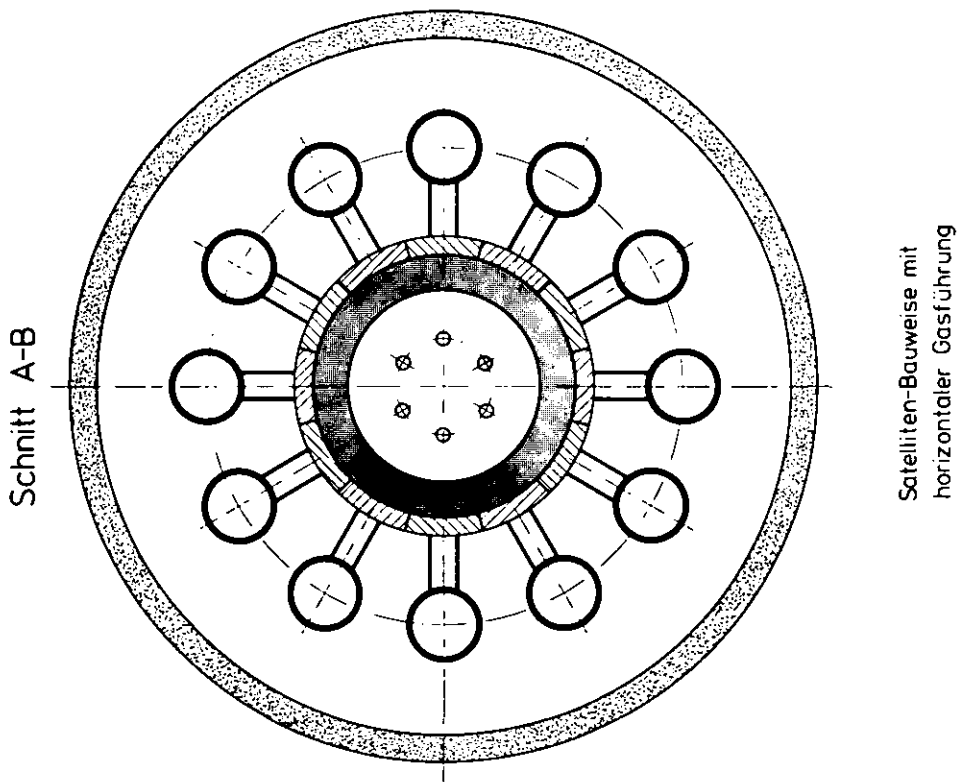
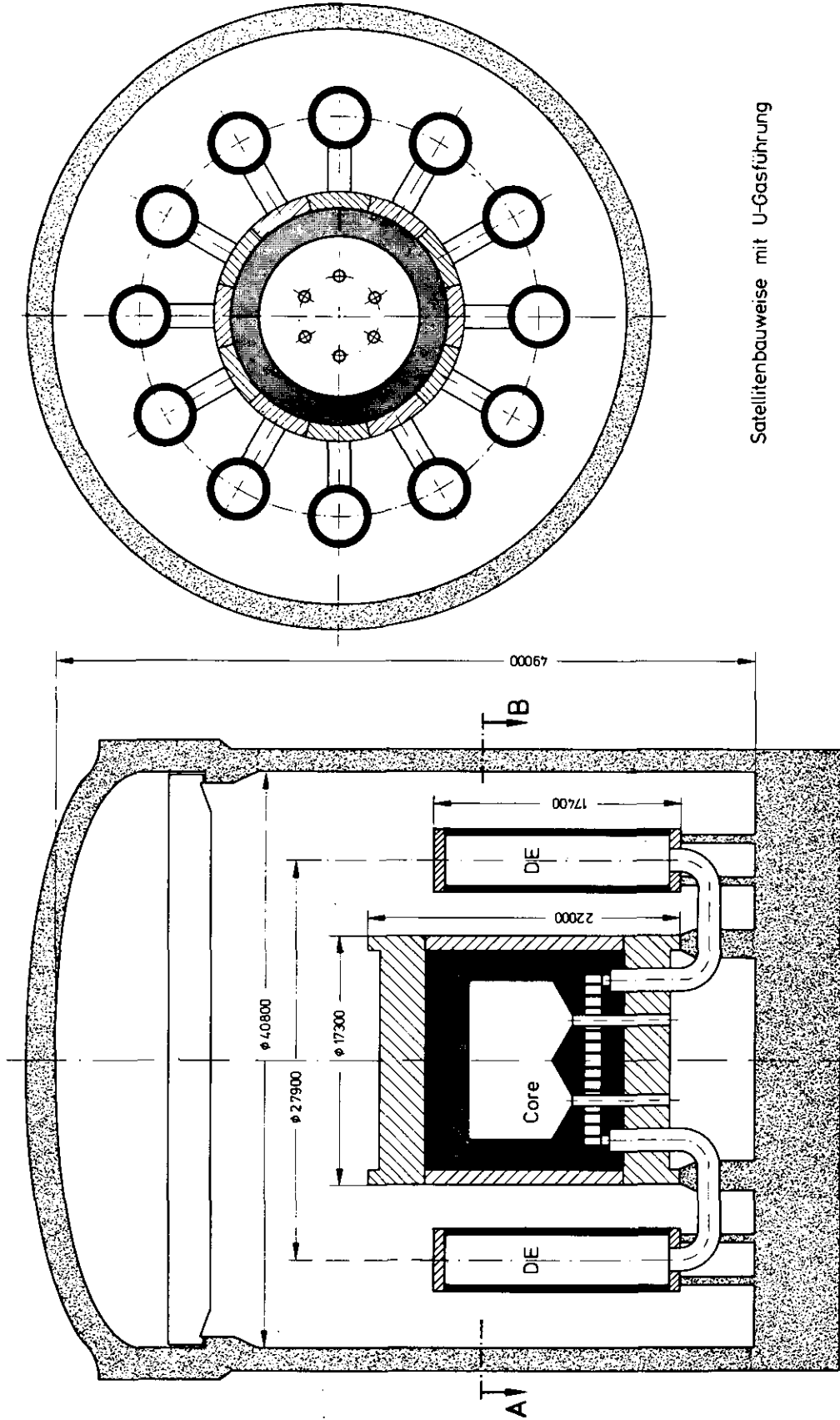


Abb. 3.3: VSGD in Satellitenbauweise mit horizontaler Gasführung

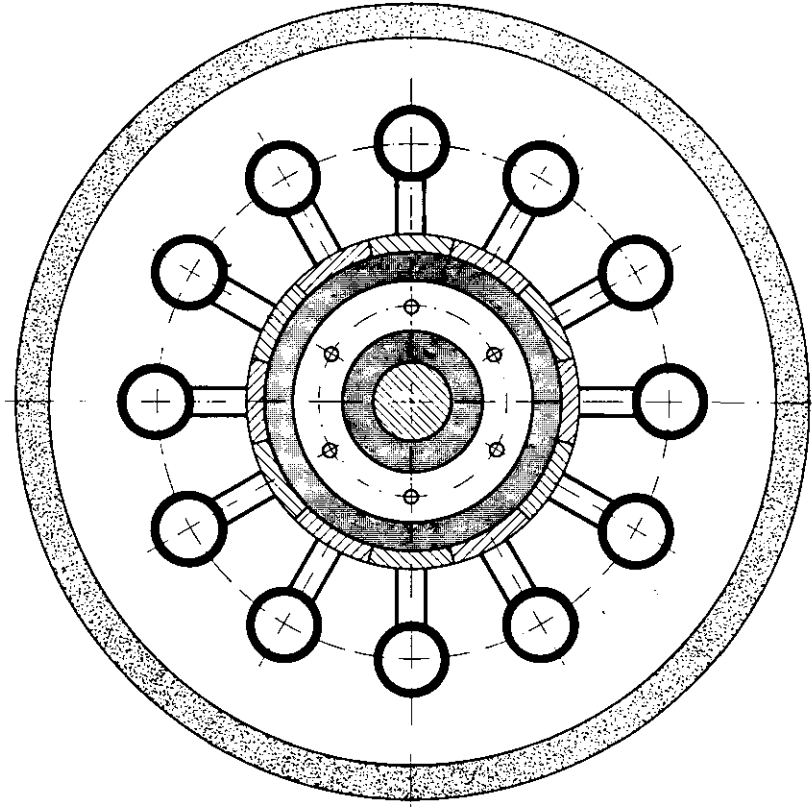
Schnitt A-B



Satellitenbauweise mit U-Gasführung

Abb. 3.4: VSGD in Satellitenbauweise mit U-Gasführung

Schnitt A-B



Ringreaktor in Satellitenbauweise

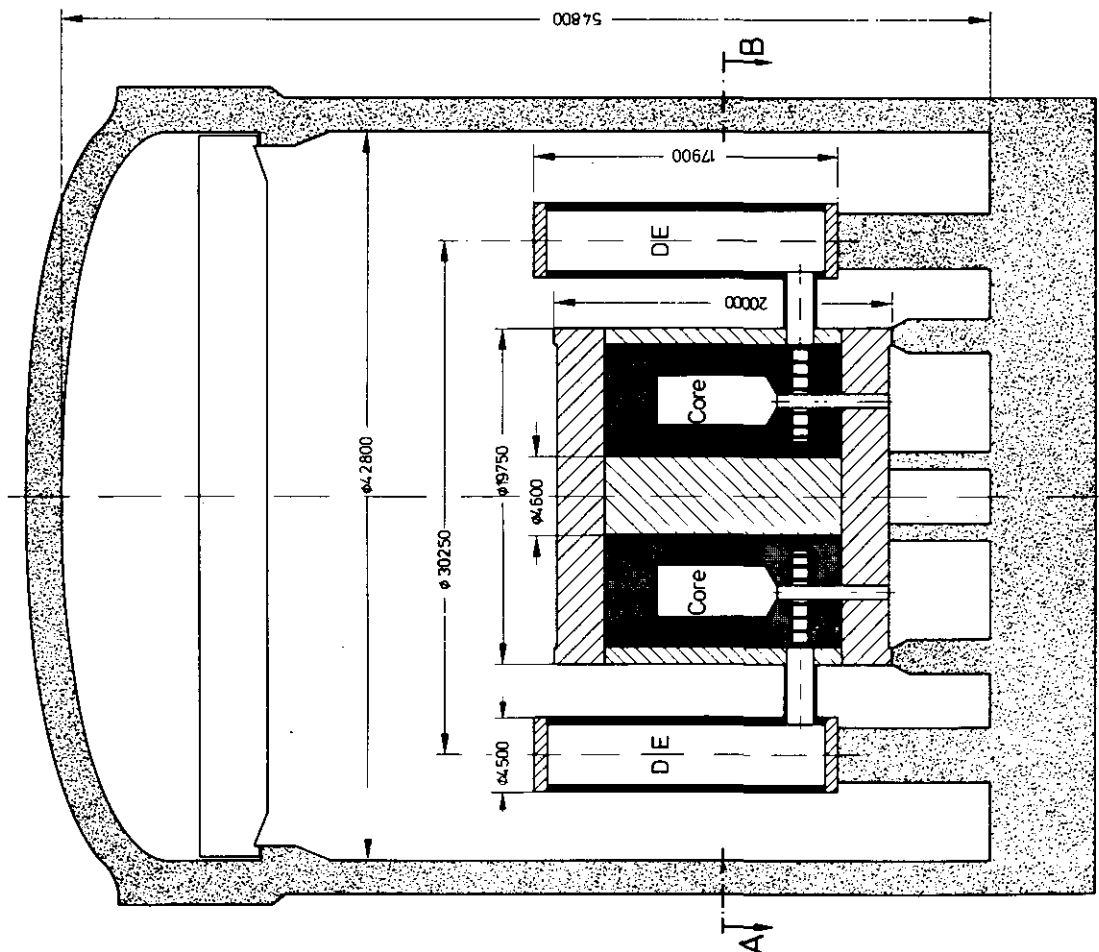


Abb. 3.5: VSGD in Satellitenbauweise mit Mittelsäule und horizontaler Gasführung

Gegenüber der Satelliten-Bauweise mit zylindrischem Core weist der Mittelsäulenreaktor größere Abmessungen auf, die sich in höheren Kosten niederschlagen.

3.3 Bewertung der Alternativkonzepte

Die Bewertung der vorgestellten Konzepte erfolgt nach zwei Hauptgruppen. In der ersten Gruppe werden die Kosten gegenübergestellt, die nicht nur den Aufwand für den Druckbehälter selbst, sondern auch die konzeptbedingten Folgekosten für Containment und Druckverlust in den Koaxialleitungen berücksichtigen. Es wird unterstellt, daß die Kosten für die übrigen Kraftwerkskomponenten von der Behälterbauart weitgehend unabhängig sind. Als Maß für die Wirtschaftlichkeit der einzelnen Konzepte gilt die aus Abb. 3.7 ersichtliche Kostendifferenz, die die Mehrkosten gegenüber der billigsten Variante angibt.

Die Behälterkosten wurden mit Hilfe eines Mengengerüsts ermittelt, das die wesentlichen Behälterkomponenten, wie Gußsegmente, Verspannung, Kühlung und Isolierung sowie die Koaxialleitungen berücksichtigt. Die angegebenen spezifischen Kosten beruhen weitgehend auf Erfahrungswerten, die vom THTR bekannt sind, bzw. auf Angaben einschlägiger Industriefirmen. Für den Druckverlust in den Koaxialleitungen wurden spezifische Kosten von 3,0 Mio DM je 1 MW Gebläsemehrleistung angesetzt.

Der Druckverlust in der U-förmigen Koaxialleitung wurde für ein gerades Rohr gleicher Länge berechnet. Es wird davon ausgegangen, daß die wesentlich günstigeren Einstromverhältnisse an den Behältereingängen die durch die Rohrkrümmung verursachten Mehrverluste ausgleicht.

In der Gruppe der übrigen Kriterien, die die Flexibilität und Extrapolierbarkeit sowie den Realisierungsaufwand und sicherheitstechnische Belange beurteilen, wird eine Bewertung nach Punkten zwischen 0 und 4 vorgenommen, wobei 4 die jeweils beste Punktzahl bedeutet und für jedes Kriterium mindestens einmal vergeben wird. Eine kostenmäßige Erfassung dieser Kriterien wird nicht durchgeführt, da sie entweder in diesem Sta-

dium der Untersuchung noch nicht möglich oder generell wenig sinnvoll ist. Es erfolgt keine Wichtung der einzelnen Kriterien untereinander, sie werden vielmehr als gleichwertig betrachtet.

	A	B	C ₁	C ₂	C ₃
<u>Core-Behälter</u>					
Durchmesser	27,6	24,4	17,5	17,3	19,8
Höhe	28,8	22,0	22,0	22,0	20,0
Wandstärke	1,5	4,5	1,05	0,95	1,0
Deckelstärke	6,4	4,0	3,2	3,2	2,8
<u>DE-Behälter</u>					
Durchmesser			4,5	4,5	4,5
Höhe			17,9	17,4	17,9
Wandstärke			0,36	0,36	0,36
Deckelstärke			0,6	0,6	0,6
<u>Containment</u>					
Durchmesser	39,6	36,4	41,0	40,8	42,8
Höhe	63,0	55,6	53,0	49,0	54,8
Alle Angaben in [m]					

Abb. 3.6: Hauptabmessungen der Alternativkonzepte

A = Big Cavity

B = Pod Boiler

C₁ = Satelliten-Bauweise mit horiz. Gasführung

C₂ = Satelliten-Bauweise mit U-Gasführung

C₃ = Satelliten-Bauweise mit Ringcore und horiz. Gasführung

	spezifische Kosten	A Menge Kosten	B Menge Kosten	C ₁ Menge Kosten	C ₂ Menge Kosten	C ₃ Menge Kosten
Stahlguß	7000 DM/t	41350 t 289,5	35100 t 245,7	18150 t 127,1	16740 t 117,2	20250 t 141,8
Verspannung	8000 DM/t	4000 t 32,0	2650 t 21,2	2300 t 18,4	2100 t 16,8	2200 t 17,6
Kühlung, Isol.	10000 DM/m ²	2030 m ² 20,3	3370 m ² 33,7	3380 m ² 33,8	3310 m ² 33,1	3770 m ² 37,7
Koaxialleitungen	80000 DM/m	12·0,8 m 0,8	12·0,6 m 0,6	12·4,5 m 4,3	12·13 m 12,5	12·4,5 m 4,3
Summe		342,6	301,2	183,6	179,6	201,4
Mehraufwand für:						
Containment	600 DM/m ³	11,9	-	7,3	3,7	12,6
Gebälseleistung	3 Mio DM/MW	0,1	-	2,3	7,4	2,3
Vergleichskosten		354,6	301,2	193,2	190,7	216,3
Kostendifferenz		163,9	110,5	2,5	-	25,6
Alle absoluten Kosten in Mio DM						

Abb. 3.7: Gegenüberstellung der Kosten der Alternativkonzepte

	A		B		C ₁		C ₂		C ₃	
	je nach Verwendungszweck unterschiedliche Behälter erforderlich	0	wie A	0	ein Reaktorbehälter für alle Anwendungszwecke	4	wie C ₁	4	wie C ₁	4
Extrapolierbarkeit	mit dem heutigen Stand der Technik Übergang auf größere Einheiten kaum möglich	1	wie A	1	größere Einheiten leichter möglich, da Core und Wärmetauscher in getrennten Behältern	4	wie C ₁	4	wie C ₁	4
Erdbebensicherheit	Primärkreis innerhalb einer Behältermasse sicher eingeschlossen, konstruktive Maßnahmen zur Abstützung der Einbauten erforderlich	3	konzeptbedingte sichere Abstützung der Einbauten in getrennten Käsen, eine Behältermasse	4	konstruktive Maßnahmen zur Abstützung der Behältermassen untereinander	2	wie C ₁ , es können jedoch größere Dehnungen aufgenommen werden, da Koax.-Leitungen länger	3	wie C ₁	2
Wartung und Reparatur	Zugänglichkeit einzelner Komponenten erschwert, da allseitig eingeschlossen	2	wie A	2	aufgrund der aufgelockerten Struktur gute Voraussetzungen für Wartung und Reparatur	4	wie C ₁	4	Schäden an Kühlung und Segmenten der Mittelsäule schlecht behaltbar	3
Wärmedehnungen	keine Kompensationsprobleme	4	wie A	4	Kompensation der Wärmedehnungen mit geringem Aufwand möglich	3	große Wärmedehnungen aufgrund der langen Leitungen, aber wegen der U-Form gute Kompensationsmöglichkeiten	3	wie C ₁	3
Bearbeitungsgeauigkeit	hohe Anforderungen an die Maßhaltigkeit der Einzelteile, da vielfache Segmentierung, besonders im Deckelbereich	2	höchste Bearbeitungsgeauigkeit erforderlich, da teilweise Blöcke mit allseitigen Stoßflächen	1	Verbund der Einzelsegmente kann mit den üblichen Genauigkeitsanforderungen sichergestellt werden	4	wie C ₁	4	wie C ₁	4
Einleitung der Vorspannkkräfte	gute Voraussetzungen, da keine Öffnungen mit großen Querschnitten im Bereich der Vorspannung	4	wie A, jedoch gleichmäßige Vorspannung von Wand- und Deckelbereichen schwierig	3	homogene Vorspannung im Bereich der Koaxialleitungen eingeschränkt, Zugspannungen können nicht ausgeschlossen werden	3	homogene Vorspannung möglich	4	wie C ₁	3
Parallelmontage	hohe Montageabhängigkeit der einzelnen Komponenten, da nur ein Behälter	2	wie A	2	gute Voraussetzungen für Parallelmontage von Core- und DE-Behältern	4	wie C ₁	4	wie C ₁	4
Abschirmung	große Wandstärken mit guter Abschirmwirkung	3	beste Abschirmwirkung	4	im Bereich der Stoßfugen unzureichende Abschirmung, zusätzliche Maßnahmen erforderlich	2	wie C ₁	2	wie C ₁	2
Gesamtpunktzahl		21		21		30		32		29

Abb. 3.8: Vergleich der Alternativkonzepte

Die Gegenüberstellung zeigt deutlich, daß die beiden integrierten Konzepte der Satelliten-Bauweise sowohl in den Kosten als auch in der zweiten Gruppe unterlegen sind, d. h., bei Verwendung von Stahlguß als Strukturwerkstoff für den Behälter ist auf jeden Fall eine Bauart vorzuziehen, die eine Trennung von Core- und Wärmetauscherbehältern vorsieht.

Innerhalb der Gruppe der Konzepte in Satelliten-Bauweise sind die Unterschiede wesentlich geringer, die beiden Varianten mit zylindrischem Core können als gleichwertig betrachtet werden.

Als Basis für die fertigungstechnische Auslegung wurde jedoch die Variante mit U-Gasführung gewählt, da sie weitere Vorteile besitzt, die im Bewertungsschema nicht berücksichtigt wurden, weil sie zu sehr ins Detail gehen und erst bei näherer Betrachtung der Problematik zu Tage treten.

Gegenüber einem Behälter mit horizontaler Gasführung können folgende Vorteile zusätzlich geltend gemacht werden:

- Es können vom THTR bereits bekannte Spannglieder mit den dazugehörigen Pressen verwendet werden. Bei horizontaler Gasführung ist dies nur bei dreireihiger Anordnung und damit erheblicher Wandstärkenvergrößerung möglich.
- Die Segmentvielfalt ist geringer, im gesamten Mantelbereich wird nur ein Segmenttyp verwendet.
- Es kann auf schwere Sonderblöcke verzichtet werden, die einen höheren Herstellungsaufwand erfordern.
- Die Kühlung im Bereich der Öffnungen bereitet geringere Schwierigkeiten, da sich keine temperaturempfindlichen Spannkabel in der Nähe befinden.
- Die Montagezeit kann verringert werden, da eine kontinuierliche Bewicklung möglich ist, gleichzeitig ist ein Abwickeln der Radialverspannung im Falle einer Wiederholungsprüfung mit weniger Aufwand verbunden.
- Die Dampferzeugerbehälter können ebenfalls einfacher gestaltet werden. (einheitliche Ringe, gleichmäßige Verspannung)

4. FERTIGUNGSTECHNISCHE AUSLEGUNG

Ein berstsicherer Stahlguß-Druckbehälter für einen 3000 MW Hochtemperaturreaktor kann aufgrund seiner Abmessungen mit dem heutigen Stand der Technik nicht als einteiliger Körper hergestellt werden. Daher ist eine Teilung des Behälters in eine Vielzahl von Segmenten erforderlich, deren Auslegung unter folgenden Gesichtspunkten zu erfolgen hat:

- gießtechnische Herstellbarkeit
- Möglichkeit der mechanischen Bearbeitung unter Berücksichtigung der geforderten Maßhaltigkeit
- Schweißbarkeit
- Straßen- bzw. Schienentransportfähigkeit
- Reparierbarkeit von beschädigten Bauteilen
- Wirtschaftlichkeit, d. h. funktionsgerechte Gestaltung, die geringen Herstellungsaufwand erfordert

Neben diesen übergeordneten Gesichtspunkten ist der Gestaltungsspielraum für die Behältersegmente im wesentlichen durch Randbedingungen eingeschränkt, die durch die übrigen Funktionsgruppen, wie Kühlung, Verspannung, Schersicherung und Dichtsystem, vorgegeben werden.

Daher soll zunächst eine Erörterung dieser Baugruppen im Hinblick auf ein optimales Gesamtkonzept erfolgen.

Einen Überblick über die Gestaltungsmöglichkeiten des Behälters zeigt Abb. 4.1.

Behältermantel	Boden/Decke	Kühlung	Axialver- spannung	Horizontal- verspannung	Dichtsystem	Schersiche- rung
Vollgußsegmen- te mit gebohr- ten Spannkabel- kanälen	Vollgußseg- mente verripppte Hohlgußseg- mente	Helium Luft Wasser	System Suspa (7mm Einzel- drähte)	Direktes Bewik- keln unter Vor- spannung	Schweißlippen a) Profile anschweißen	Hülsen inner- halb der Spannkabel- bohrungen
Vollguß mit Bohrungskernen für Spannkabel- kanäle	geschweißte Einzelsegmen- te aus Walz- stahl	a) blockinte- grierte Kühl. Galeriebohrun- gen	System Holz- mann (Litzen)	Wickeln unter Vorspannung auf angelegene Auflageflächen	b) aus dem Vollen fräsen	Bolzen
Verrippter Hohlguß	einteilige Schweißkon- struktion aus Walzstahl	aufgeschweißte Halbrohre Hohlblockküh- lung reine Kabel- kühlung b) blockunab- hängige Kühl. Stahlblechman- tel mit aufge- schweißten Roh- ren Grauguß-Plat- tenkühlung	System Dywidag (36mm Stangen) System Losin- ger (Litzen)	Wickeln auf Schuhe, Spannen durch Presse Kabelbündel mit Koppelmuffe, Spannen durch Presse	Vorgespannte Dichtung mit plastischem Werkstoff Halbrohre	Paßfedern Nut/Feder- system

Abb. 4.1: Gestaltungsmöglichkeiten für den VSGD

4.1 Das Kühlsystem

Im Gegensatz zu Spannbeton, der einen starken Festigkeitsabfall bei höheren Temperaturen aufweist, kann der Werkstoff Stahlguß ohne nennenswerte Einbuße seiner mechanischen Eigenschaften Temperaturen bis zu 300 °C ausgesetzt werden. Dieser Vorteil kann für einen vorgespannten Reaktordruckbehälter jedoch nicht voll genutzt werden, da zur Zeit noch keine warmfesten Spannelemente existieren, vielmehr muß die Betriebstemperatur auf Werte unterhalb von 60 °C begrenzt werden, um Relaxationserscheinungen auf ein zulässiges Maß zu beschränken. Dieser Zustand muß durch eine geeignete Kühlung während der gesamten Reaktorbetriebszeit gewährleistet werden.

Für ein derartiges Kühlsystem bestehen grundsätzlich zwei Möglichkeiten. Einerseits kann die Kühlung ähnlich wie ein Liner-
kühlsystem an die Innenseite des Behälters gelegt werden und damit den gesamten Behälter auf Temperaturen unterhalb von 60 °C begrenzen, und andererseits kann die Kühlung, da nur die Spannkabel vor zu starker Erwärmung geschützt werden müssen, auf diese beschränkt werden, also innerhalb der Behälterwandung erfolgen (Abb. 4.2). Der Nachteil, daß die direkte Kabelkühlung nicht oder nur unter erheblichem Aufwand redundant auszuführen ist und somit das Versagen einzelner Spannkabel nicht ausgeschlossen werden kann, läßt diese Art der Kühlung wenig sinnvoll erscheinen.

Von den in Abb. 4.2 dargestellten Behälterkühlungen wird nach /8/ die Variante "b" vorgeschlagen. Hierbei werden Graugußplatten verwendet, die an der Innenseite der einzelnen Behältersegmente befestigt werden und in die Kühlrohrschlangen eingegossen sind. Dieses Verfahren ist bisher aus dem Hochofenbau bekannt /9/ und wurde bereits erfolgreich für die Kühlung eines Teilchenbeschleunigermantels angewandt /10/.

Im Mantelbereich werden die Behälterblöcke jeweils von zwei etwa 3,5 m² großen und 180 mm starken Platten gekühlt, von denen jede wiederum zwei parallele und voneinander unabhängige Wasserkreisläufe einschließt. Die eingegossenen Stahlrohre besitzen eine lichte Weite von 37 mm und eine Wandstärke von 10 mm. Diese relativ hohe Wandstärke ist erforderlich, um ein Aufschmelzen der Wandung beim Eingießen in Grauguß zu unterbinden.

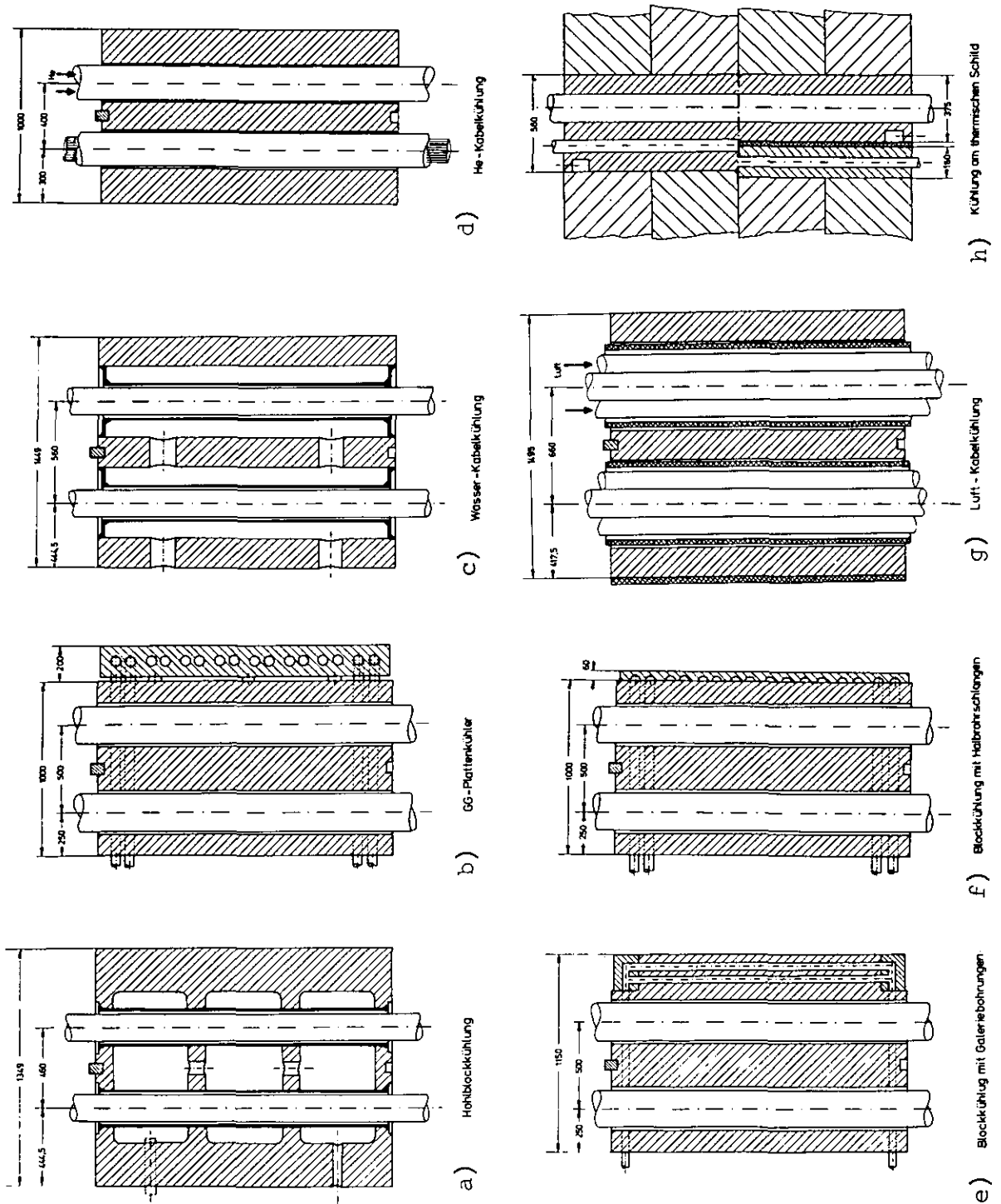


Abb. 4.2: Kühlungsvarianten für den Zylindermantel /8/

Im Deckenbereich ist es aufgrund der Vielzahl der Öffnungen für Kugelzugabe und Abschaltstäbe teilweise nicht möglich, innerhalb der Graugußplatte zwei Systeme nebeneinander anzuordnen. Deshalb werden hier - ebenso wie im Bodenbereich - dickere Platten von 255 mm Stärke verwendet, in denen die beiden Systeme jeweils übereinander liegen.

Die Kühlplatten werden in einem Abstand von 20 mm mit den Stahlgußsegmenten verschraubt, die Zwischenräume werden mit Kao-Wool oder einem ähnlichen Isoliermaterial ausgefüllt. Die Füllung verhindert einerseits die Entstehung von Bypass-Strömungen und andererseits eine übermäßige Erwärmung einzelner Behälterzonen, falls die Kühlung einer gesamten Platte ausfallen sollte.

Am Umfang der Platten sind dünne, mit Druckausgleichsöffnungen versehene Bleche befestigt, die eine Verschiebung des Isolierstoffes und damit eine Verunreinigung des Heliumkreislaufes verhindern.

Ein weiterer Vorteil der Hinterfüllung der Kühlplatten besteht darin, daß auf eine mechanische Bearbeitung der angrenzenden Flächen - also sowohl der Plattenoberfläche, als auch der Behälterinnenseite - verzichtet werden kann. Die Platten werden gegenüber den Behältersegmenten mit einem Untermaß gegossen, so daß zwischen den einzelnen Platten ein Spalt entsteht, der die gießtechnisch bedingten Maßabweichungen kompensiert. Somit ist für die gesamte Kühlplatte keine großflächige mechanische Bearbeitung erforderlich, sie bleibt auf die relativ kleinen Bereiche der Verschraubungen begrenzt. Auf diese Weise wird eine Herstellung mit minimalem Kostenaufwand gewährleistet.

Gegenüber den übrigen in Abb. 4.2 dargestellten Varianten weist das gewählte Kühlkonzept wesentliche Vorteile auf:

- Eine redundante (zweifache) Auslegung der Kühlung bereitet keine konstruktiven Schwierigkeiten.
- Das System wirkt wie ein Kühlvorhang, d. h., es entstehen keine starken Temperaturgradienten innerhalb der Behälterwandung. Die Temperatur ist über den gesamten Querschnitt nahezu konstant (Abb. 4.3).

- Das Konzept beinhaltet ein hohes Sicherheitspotential, da der Ausfall einer kompletten Kühleinheit (zwei parallele Systeme) keine Gefährdung für die Spannkabel darstellt. Die Temperaturen bleiben auch dann unterhalb von 60°C (Abb. 4.3).
- Ein Wassereintrich ins Core ist nahezu ausgeschlossen, da die Rohre aufgrund ihrer Einbettung in eine Gußstruktur als doppelwandig angesehen werden können.
- Da die Möglichkeit besteht, die weniger komplizierten Stahlgußblöcke und das Kühlsystem parallel zu fertigen, kann die Herstellungszeit reduziert werden.
- Die Herstellungskosten für das Kühlsystem sind infolge der Einfachheit der Platten und des geringen Bearbeitungsaufwandes niedrig.

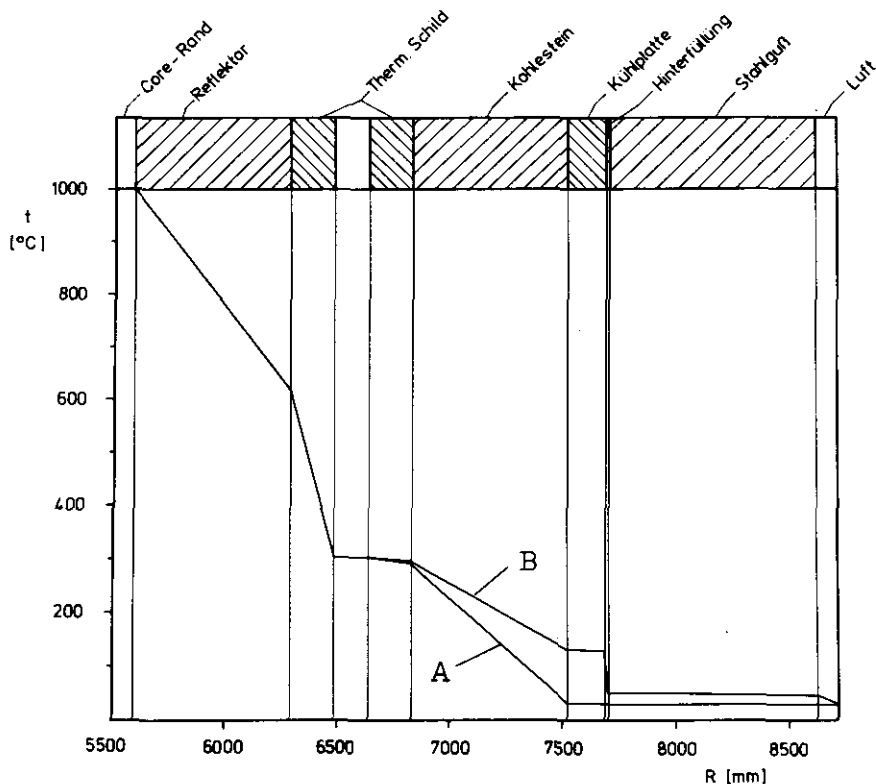


Abb. 4.3: Temperaturverlauf in Einbauten und Behälterwand /8/

A: Normalbetrieb

B: Ausfall einer Kühlplatte

Der Nachteil des Kühlkonzeptes gegenüber den übrigen Varianten liegt darin, daß die Innenabmessungen und damit auch der für die Verspannung maßgebliche Außendurchmesser des Behälters vergrößert wird. Dies wird jedoch teilweise durch die geringere Stahlgußwandstärke kompensiert.

4.2 Die Verspannung

Die Verspannung hat die Aufgabe, die infolge des Innendrucks von 40 bar auftretenden Zugbelastungen des Behälters aufzunehmen. Sie teilt sich auf in ein axiales, die Behälterwandung durchdringendes System und ein horizontal am äußeren Umfang wirkendes System.

Im Gegensatz zu vorgespannten Spannbeton- oder Graugußdruckbehältern, die mit einer innenliegenden Dichthaut ausgestattet sind, ist beim Stahlgußbehälter für die Bemessung der Verspannungselemente nicht der Kavernendurchmesser, sondern der Außendurchmesser maßgebend, da sich innerhalb der Stoßfugen zwischen den einzelnen Segmenten Druck bis zur äußeren Dichtung aufbauen kann (Abb. 4.4).

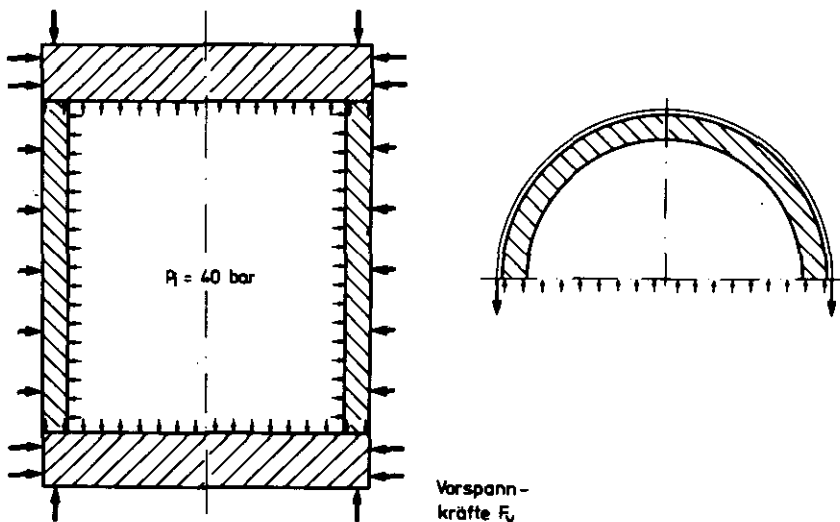


Abb. 4.4: Prinzip der äußeren Vorspannung

Unter Berücksichtigung dieser besonderen Bedingungen werden die Verspannungssysteme mit einer dreifachen Sicherheit gegen Bruch bei Betriebsdruck dimensioniert. Die Vorspannkkräfte werden so gewählt, daß sie etwa dem 1,5fachen Betriebsdruck entsprechen, d. h., bis zu einem Innendruck von 60 bar herrschen im Stahlgußkörper theoretisch nur Druckspannungen, erst bei Überschreitung dieses Wertes ist ein Klaffen der Stoßfugen möglich. (Siehe hierzu auch Abb. 4.10)

Die verwendeten Spannelemente weisen folgende sicherheitstechnischen Merkmale auf:

- Der Spannungszustand ist im wesentlichen einachsig (bis auf den Bereich der Verankerung).
- Es liegt eine hohe Redundanz vor, die Belastung verteilt sich auf eine enorme Vielzahl von Einzeldrähten (in axialer Richtung etwa 40000 Stück).
- Die Gefahr der Rißfortpflanzung ist ausgeschaltet, bei richtiger Auslegung ist ein Bruch des gesamten zugbelasteten Querschnitts und damit ein Bersten des Behälters nicht möglich.

4.2.1 Die Axialverspannung

Für die Axialverspannung des Behälters, die innerhalb der Wandung angeordnet werden soll, kommen im wesentlichen die in Abb. 4.5 dargestellten Systeme, die aus dem Spannbetonbau bekannt sind, in Betracht. Sie verwenden alle hochfeste Drähte oder Litzen und unterscheiden sich weitgehend nur in der Art der Verankerung.

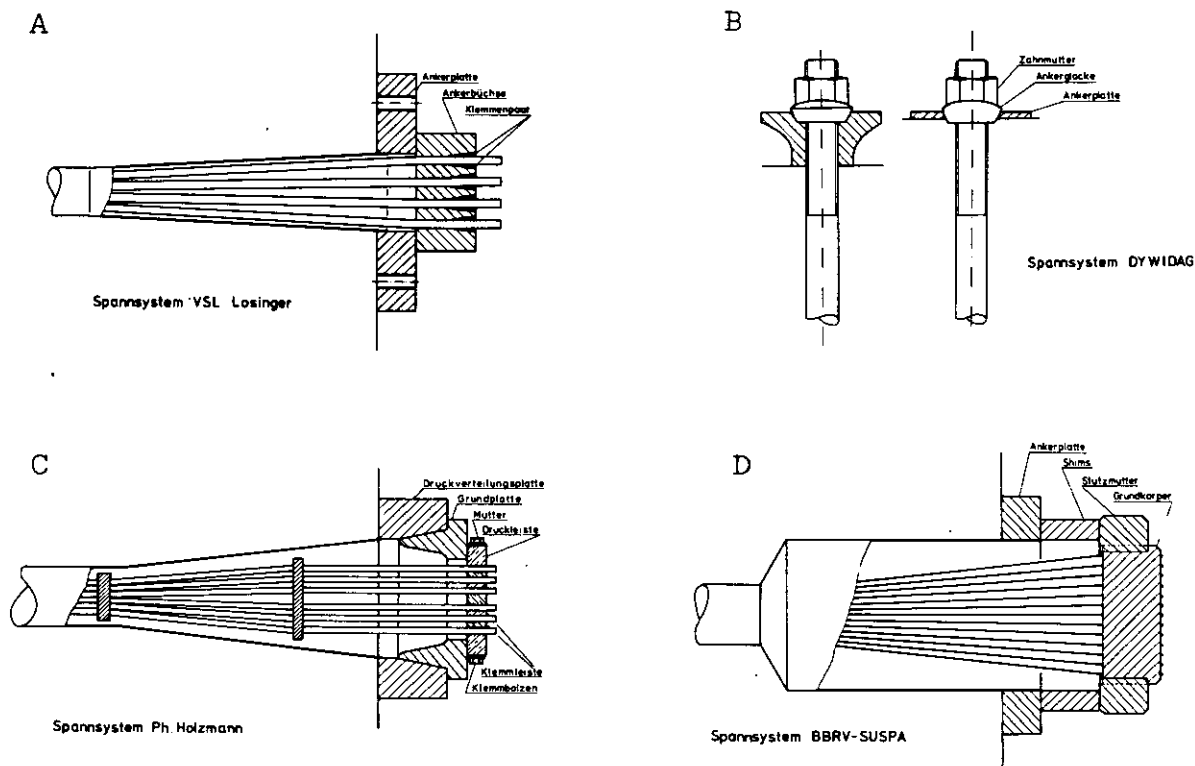


Abb. 4.5: Alternative Axialspannsysteme /11/12/13/14/

Eine Gegenüberstellung der Systeme zeigt die Abb. 4.6. Die in dem Vergleich aufgeführte Kraftdichte als Maß für die Kompaktheit eines Systems ist für vorgespannte Gußbehälter, im Gegensatz zu SBB, von besonderer Bedeutung, da die für die Anordnung der Kabel zur Verfügung stehende Querschnittsfläche aufgrund der hohen Werkstofffestigkeit geringer ist. Die ermittelten Zahlenwerte beziehen sich auf Vorspannkräfte von etwa 700 - 800 t je Kabel, bei anderen Einheitsgrößen können sich die Verhältnisse verschieben.

	A (VSL)	B (Dywidag)	C (Holzmann)	D (Suspa)
Aufbau	verseilte Litze aus 7 Einzeldrähten, \varnothing 13 mm, Verankerung jeder einzelnen Litze durch zweiteilige Kegelhülse in Ankerplatte	glatter Spannstahl \varnothing 36 mm, Verankerung mit Mutter, aufgewalztes Gewinde	schräggerippter Ovalstahl, $A=40 \text{ mm}^2$, Verankerung durch Schraubenkraft über Klemm- und Druckplatten	glatter Spanndraht \varnothing 7 mm, Verankerung durch kalt angestauchte Köpfchen in Ankerkopf
Stahlqualität	St 160/180	St 110/135	St 145/160	St 150/170
Kraftdichte	$4,2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$	$1,2 \cdot 10^8 \text{ N/m}^2$	$8,2 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$	$7,5 \cdot 10^7 \text{ N/m}^2$
Maximale Bruchlast je Einheit	$5,3 \cdot 10^7 \text{ N}$	$1,4 \cdot 10^6 \text{ N}$	$1,5 \cdot 10^7 \text{ N}$	$1,2 \cdot 10^7 \text{ N}$
Montage	Einheiten mit einseitig montierter Verankerung werden in Hüllrohre eingezogen, Litzen gruppenweise gespannt, mäßiger Zeitaufwand	Bolzen werden einzeln gespannt und durch Muttern gesichert, mäßiger Zeitaufwand	Kabel mit einseitig montiertem Anker werden in Hüllrohr eingezogen und durch Presse gespannt, zeitaufwendige Sicherung der Vorspannung durch Klemmverschraubung	komplette Einheit mit beidseitig montierten Ankerköpfen wird in Hüllrohr eingezogen und durch Presse gespannt, Sicherung der Vorspannung durch geteilte Shims, geringer Zeitaufwand
Wiederholungsprüfbarkeit	äußerst aufwendig	möglich, aber zeitraubend	nur mit hohem Aufwand möglich	sehr leicht möglich
Nachspannbarkeit	nur möglich, wenn System modifiziert wird	Nachspannen ist möglich	nur mit hohem Aufwand nachzuspannen	gute Nachspannmöglichkeit

Abb. 4.6: Vergleich der Axialspannsysteme

Für das vorliegende Behälterkonzept wurde das BBRV-Suspa System gewählt, das sich durch äußerst geringen Montageaufwand auszeichnet, da komplette Einheiten, also abgelängte Kabelbündel mit beidseitig befestigten Ankerköpfen im Herstellerwerk vorgefertigt werden können. Diese Kabel werden auf der Baustelle in die Behälterwand eingezogen und mit Hilfe hydraulischer Pressenautomaten gespannt. Beim Spannvorgang kann sowohl die wirkende Spannkraft als auch der Dehnweg der Kabel gemessen werden. Die erforderliche Dehnung wird nach dem Spannen durch geteilte Hülsen, sogenannte Shims, aufrechterhalten. Ein Nachspannen, das nach mehreren Betriebsjahren aufgrund der Relaxation erforderlich werden kann, ist sehr leicht möglich, hierzu werden die Shims gegen solche mit größerer Länge ausgetauscht.

Daten des Spannglieds Typ 800 /14/

maximal zulässige Vorspannkraft	$8,4 \cdot 10^6$ N
Bruchlast	$1,2 \cdot 10^7$ N
Zahl der Einzeldrähte	187
Durchmesser der Einzeldrähte	7 mm
Zugfestigkeit	1668 N/mm ²
Streckgrenze	1472 N/mm ²
Elastizitätsgrenze	1226 N/mm ²
Bruchdehnung	6 %
Gleichmaßdehnung	2 %
Elastizitätsmodul	$2,06 \cdot 10^5$ N/mm ²

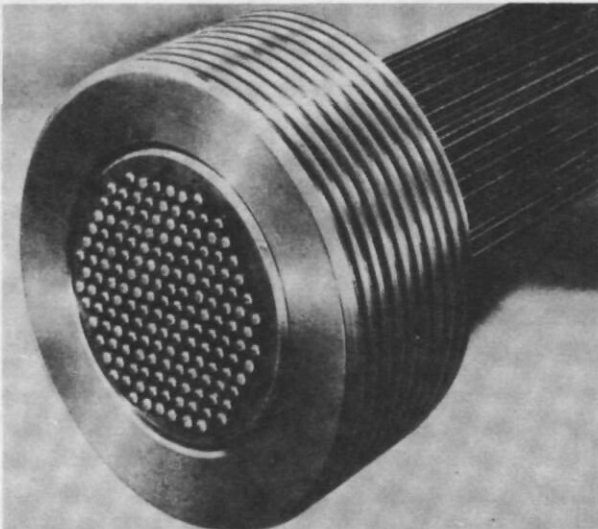


Abb. 4.7:

Spannglied mit Ankerkopf /14/

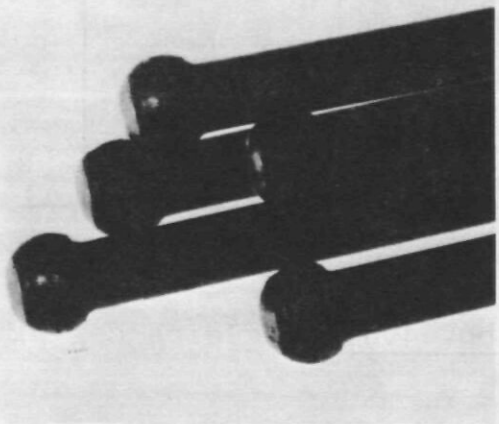


Abb. 4.8:

Einzeldrähte mit angestauchten Köpfchen /14/

Ein wesentlicher Vorteil dieses Spannsystems gegenüber den anderen Varianten besteht in der leichten Wiederholungsprüfbarkeit. Ein Ausbau der Kabel, der hierzu unbedingt nötig ist, kann mit geringem Aufwand durchgeführt werden, da die Verankerung an den Drahtenden nicht gelöst werden muß, vielmehr können die Kabel ähnlich wie beim Einbau als komplette Einheiten gehandhabt werden.

Insgesamt sind für die axiale Verspannung des Behälters 235 Kabel des Typs 800 erforderlich. Dieses Kabel, das sich aus 187 Einzeldrähten mit einem Durchmesser von jeweils 7 mm und einer Zugfestigkeit von 1668 N/mm^2 zusammensetzt, ist die kleinstmögliche Einheit, die bei den gegebenen Behälterabmessungen und bei Nutzung des gesamten Umfanges noch eine zweireihige Anordnung zuläßt (Abb. 4.9). Bei Verwendung von Spannkabeln mit geringerer Spannkraft wäre eine dreireihige Anordnung unvermeidbar, was zu einer unerwünschten erheblichen Wandstärkenvergrößerung führen würde. Eine gleichmäßige Verteilung der Spannkabel auf dem Behälterumfang ist möglich, da die Koaxialleitungen nicht durch die Zylinderwand, sondern durch den Boden geführt werden.

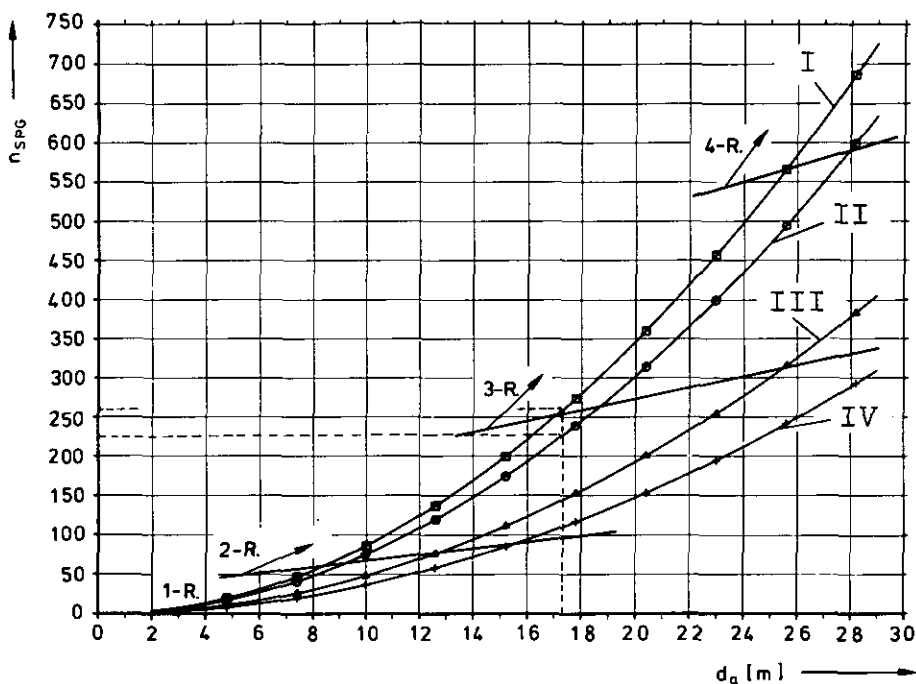


Abb. 4.9: Spanngliedanzahl in Abhängigkeit vom Behälterdurchmesser /15/

- I: Typ 700
- II: Typ 800
- III: Typ 1350
- IV: Typ 1760

Unter Berücksichtigung der Teilung des Umfanges in 12 Segmente (siehe Abschnitt 4.5.1) und des Fugenversatzes um jeweils eine halbe Segmentlänge sind bei einheitlicher Gestaltung der Blöcke nur Kabelanzahlen möglich, die sich durch 24 teilen lassen. Daher wurde die Gesamtzahl auf 240 festgesetzt, wodurch sich eine geringfügige Erhöhung des Sicherheitsfaktors ergibt. Die Belastung der Spannkabel und des Behälters sowie die entsprechenden Werte für die Dehnung und Quetschung im Vorspannungs- und Betriebszustand sind aus Abb. 4.10 ersichtlich.

Um eine genügende Kraftkonzentration bei Verwendung dieser Kabel zu erreichen, ist eine Verringerung des im Spannbetonbau hierfür üblichen Kabelabstandes von 520 mm auf etwa 420 mm erforderlich. Dies kann durch eine geringfügige Modifikation der Spannpressen erreicht werden.

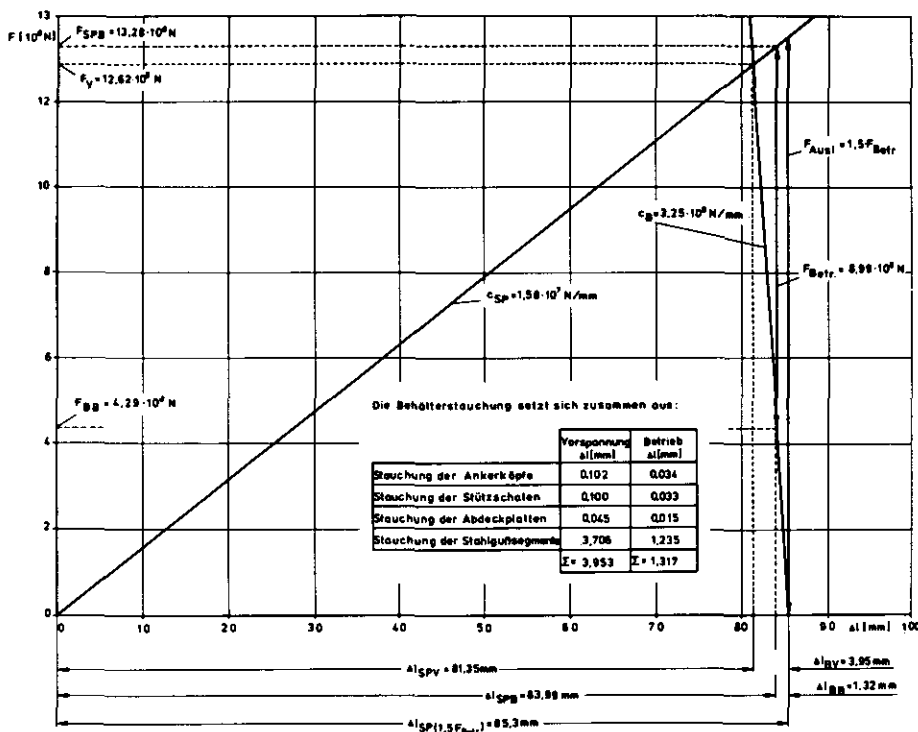


Abb. 4.10: Verspannungsschaubild (axial) /15/

Da die Spannkabel aufgrund der horizontalen Stoßfugen zwischen den einzelnen Behältersegmenten durch Heliumströmungen gefährdet sind (Anschnitten der Drähte), werden alle Kabel durch ein über die gesamte Länge reichendes, druckfestes und heliumdichtes Hüllrohr geschützt. Die Rohre werden jeweils mit dem oberen und unteren Kronenstein verschweißt. Zur Vermeidung von mechanischen Beanspruchungen der Schweißnähte infolge der Quetschung des Behälters durch die Vorspannkkräfte werden die Hüllrohre einseitig mit einem Kompensator ausgestattet. Sie sind mit einem Innendurchmesser von 210 mm so bemessen, daß die Kabel inklusiv Ankerkopf eingezogen werden können.

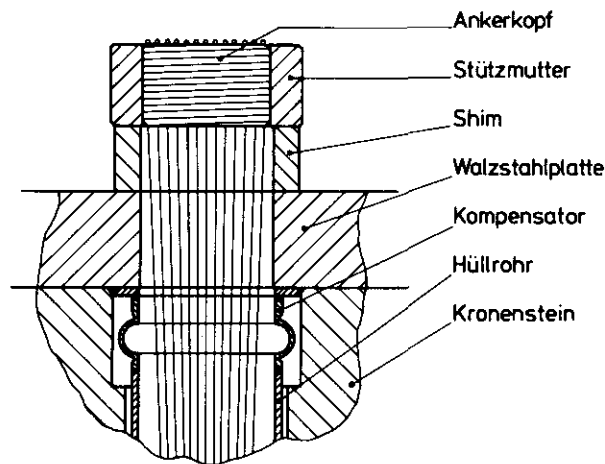


Abb. 4.11: Anordnung der Kabelverankerung

Die Flächenpressung an den Auflageflächen der Shims übersteigt mit einem Wert von etwa 150 N/mm^2 die zulässigen Werte für Stahlguß, die bei ca. 120 N/mm^2 liegen. Daher wird eine Zwischenschicht aus vergütetem Walzstahl der Qualität 15Cr3 mit einer zulässigen Flächenpressung von 160 N/mm^2 vorgesehen (Abb. 4.11). Hierdurch wird gleichzeitig erreicht, daß die Vorspannkkräfte homogen und entsprechend der berechneten Größe in den Stahlgußdruckkörper eingeleitet werden. Die Walzstahlplatten besitzen Bohrungen mit einem gegenüber den Gußsegmenten reduzierten Durchmesser. Da sie keine Hüllrohre aufnehmen müssen, kann die Bohrung mit 205 mm nur geringfügig größer ausgeführt werden als der Ankerkopf.

Um die Ankerköpfe der Spannkabel vor Beschädigungen durch äußere Einwirkungen zu schützen, werden diese mit einer Blechkappe versehen, die an der Walzstahlplatte verschraubt wird.

4.2.2 Die Horizontalverspannung

Die Horizontalverspannung des Behälters erfolgt nicht wie die Axialverspannung innerhalb der Behälterwandung, sondern am äußeren Umfang. Sie erstreckt sich auf den Zylindermantel zur Kompensation von reinen Zugspannungen und auf den Boden- und Deckenbereich zur Kompensation von Biegezugspannungen.

Neben der Vielfalt der verschiedenen firmenspezifischen Spannverfahren lassen sich grundsätzlich vier Alternativlösungen unterscheiden, die für den VSGD in Frage kommen (Abb. 4.12).

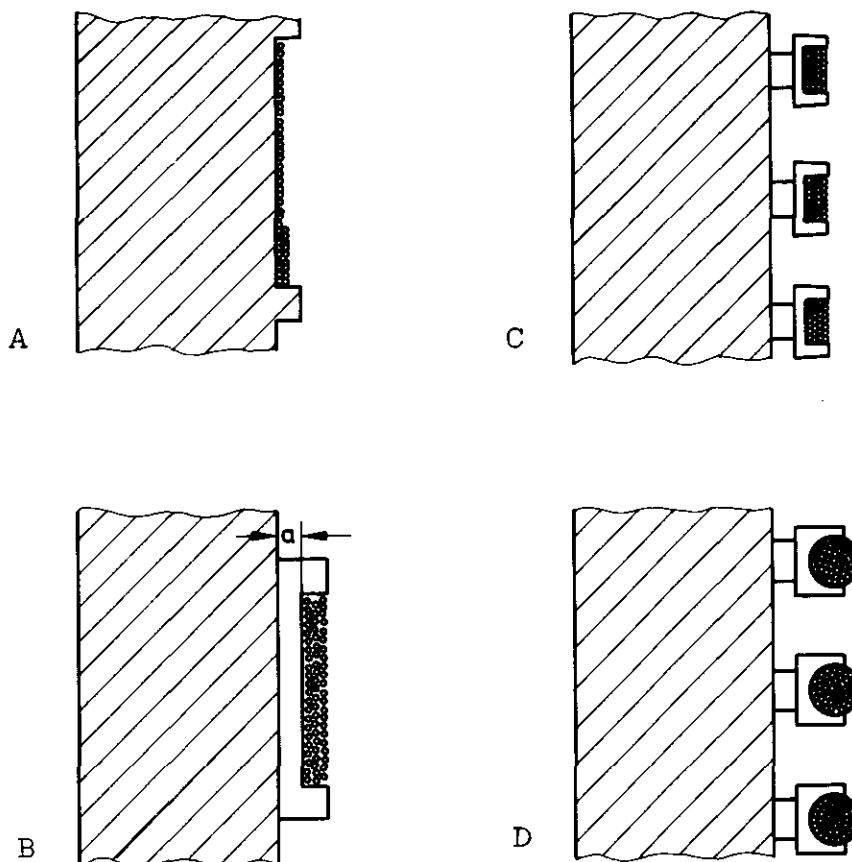


Abb. 4.12: Alternative Horizontalspannverfahren

	A Direktes Bewickeln	B Wickeln auf angesessene Auflageflächen	C Spannschuhe/Litzen	D Spannschuhe/Kabel
Verfahren	Litze wird unter Vorspannung mit Wickelmaschine direkt auf Behälteraußenfläche gewickelt	wie A, jedoch haben die Wicklungen einen definierten Abstand von der Behälterwand	Litze wird ohne Vorspannung auf spezielle Schuhe gewickelt, Vorspannung durch radial wirkende Pressen, Sicherung durch Abstandhalter	Spannglieder, ähnlich wie Axialkabel, werden durch Muffe zu einem Ring geschlossen, Vorspannung durch Pressen, Sicherung durch Abstandhalter
Sicherheit	Gefahr des Ausfalls mehrerer Wicklungen bei Bruch einer Litze kann durch Zwischenverankerungen vermieden werden	wie A	wie A	Verbindungs-muffe ist auf Zug belastet, aber nicht redundant ausgelegt, Gefahr der Rißbildung und -fortpflanzung, damit Ausfall eines gesamten Kabels möglich
Wiederholungsprüfbarkeit	Wiederholungsprüfung sehr aufwendig, da Verspannung abgewickelt werden muß	wie A	Wiederholungsprüfung u.U. ohne Abwickeln möglich	Wiederholungsprüfung kann mit geringem Aufwand durchgeführt werden
Nachspannmöglichkeit	zeitabhängiger Spannungsverlust kann durch zusätzliche Wicklungen ausgeglichen werden	wie A	wie A, außerdem können die vorhandenen Wicklungen durch Veröberung des Abstandes zum Behälter nachgespannt werden	Kabel können durch Verwendung von längeren Abstandhaltern nachgespannt werden, ganzes Kabel kann leicht ersetzt werden
Einleitung der Vorspannkkräfte in den Behälter	nahezu homogene Kräfteinleitung, keine Spannungsspitzen, geringe Flächenpressung	ungünstigere Kraftverteilung als bei A, aber keine kritischen Belastungen	ungünstige Kräfteinleitung mit hohen Spitzenspannungen und großer Flächenpressung, im Bereich der Deckel Überschreitung der zulässigen Werte	wie C
Spannungsverteilung	Spannungsverlust der inneren Lagen durch elastische Stauchung des Behälters, kann aber durch geringe Überspannung kompensiert werden	wie A	geringe Spannungserhöhung in den inneren Lagen gegenüber den äußeren, kann nicht ausgeglichen werden	gleichmäßige Spannung in allen Einzeldrähten kann durch Verdrillen der Kabel erreicht werden
Montageaufwand	Verarbeitungszeit ca. 60 min/t, unkompliziertes Verfahren mit hohem Automatisierungsgrad	wie A	zeitaufwendig, da Wickeln mit Maschine und anschließend paarweises Abdrücken der Schuhe mit Pressen, Wickeln in zwei Richtungen erforderlich, wenn Spannschuhe mit Endverankerungen gleichmäßig belastet werden sollen	Montage der Spannglieder einfach, aber zeitaufwendiges Vorspannen durch Pressen
Einfluß auf andere Funktionseinheiten	vertikale Dichtelemente zwischen den Segmenten sind nach dem Bewickeln nicht mehr zugänglich, Versorgungsleitungen des Kühlsystems müssen nach dem Vorspannen montiert werden, Wickelmaschine erfordert in radialer Richtung freien Raum von 3m	Versorgungsleitungen des Kühlsystems können erst nach dem Vorspannen montiert werden, 3 m freier Raum in radialer Richtung für Wickelmaschine	freier Raum von 3 m in radialer Richtung für Wickelmaschine erforderlich	-
Kosten	hohe Fertigungskosten für Mantelsegmente, da gesamter Umfang mechanisch bearbeitet werden muß, geringe Kosten für Verankerungen	geringer Bearbeitungskosten als bei A, wenig Aufwand für Verankerungen	hohe Kosten wegen Bearbeitung von Spannschuhen und Auflageflächen am Behälter	wie C

Abb. 4.13: Vergleich der Horizontalspannverfahren

Der Vergleich (Abb. 4.13) zeigt, daß die beiden Spannschuhverfahren insbesondere aufgrund des höheren Montage- und Kostenaufwandes ungünstiger als die Wickelverfahren sind. Für den Boden- und Deckenbereich sind sie nicht anwendbar, da die auftretenden Belastungen die zulässigen Werte überschreiten. Die Variante D ist für das vorliegende Konzept nicht geeignet, da ein wichtiges Bauelement, die Koppelmuffe, die jeweils zwei Ankerköpfe miteinander verbindet, auf Zug belastet ist. Ein auftretender Riß kann zum Totalausfall einer gesamten Kabeleinheit führen. Ein direktes Bewickeln des Behälters ist ebenfalls nicht möglich, da dann die vertikalen außenliegenden Dichtelemente nicht mehr zugänglich sind. Eine Prüfung bzw. Reparatur dieser Bauteile wäre dann ohne ein Abwickeln der betroffenen Ringverspannung ausgeschlossen.

Dieser Nachteil wird bei dem vorgeschlagenen Verfahren B, das sich vom ersten Verfahren nur dadurch unterscheidet, daß die Wicklungen einen gewissen Abstand von der Behälteraußenseite besitzen, umgangen.

Um die Flächenpressung an den Krafteinleitungsstellen gering zu halten und um eine möglichst homogene Spannungsverteilung innerhalb der Behälterwandung zu erreichen, wurden die Auflagen großflächig ausgelegt. Im Mantelbereich machen sie etwa 50 % des Umfangs aus, im Bereich der Deckel, wo größere Kräfte einzuleiten sind, wurden sie auf den gesamten nutzbaren Umfang ausgedehnt.

Zur Aufbringung der Wicklungen auf den Behälter dient eine spezielle Maschine (Abb. 4.14), die bei einer Arbeitsgeschwindigkeit von ca. 2 m/sec eine Spannkraft bis zu 83000 N erreicht. Die Wickelmaschine läuft auf zwei Schienen, die am Behälter befestigt werden, sie erfordert in radialer Richtung einen freien Arbeitsraum von etwa 2,7 m.

Die Verarbeitungszeit für die Litzen beträgt inklusive Verlustzeiten für Beladen und Befestigung der Verankerungen etwa 1,5 t/h, das entspricht einer Länge von 3600 - 3700 m/h. /16/

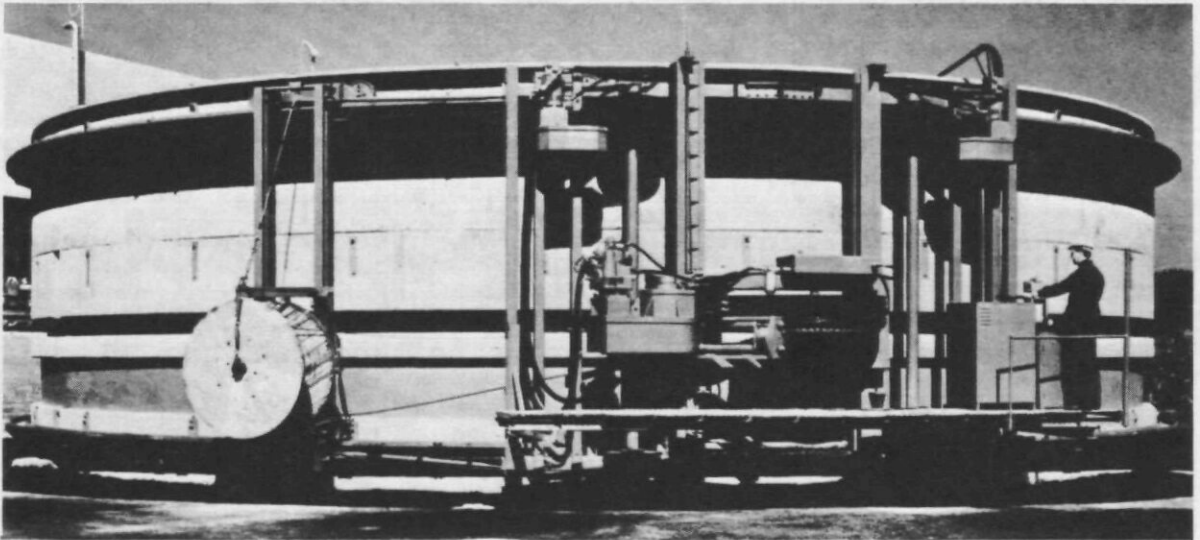


Abb. 4.14: Wickelmaschine SW 8500 /28/

Der beim Wickeln infolge der Behälterquetschung zwangsläufig auftretende Vorspannungsverlust der inneren Lagen muß durch eine Überspannung kompensiert werden. Sie ist jedoch infolge der hohen Behältersteifigkeit gering, sie beträgt selbst für die innerste Lage weniger als 20 N/mm^2 .

Es kommen hochfeste Litzen mit folgenden Daten /17/ zur Anwendung:

Zahl der Einzeldrähte je Litze	7
Durchmesser der Einzeldrähte	3,05/3,22 mm
Maximal zulässige Vorspannkraft	$6,43 \cdot 10^4 \text{ N}$
Bruchlast	$9,18 \cdot 10^4 \text{ N}$
Zugfestigkeit	1766 N/mm^2
Streckgrenze	1570 N/mm^2
Elastizitätsgrenze	1128 N/mm^2
Kriechgrenze	1080 N/mm^2
Bruchdehnung	6 %
Gleichmaßdehnung	2 %

Nach /15/ sind im Mantelbereich des Behälters je Segmentring 1922 Wicklungen dieses Litzentyps erforderlich. Von der gesamten Blockhöhe von 1700 mm stehen zur Bewicklung nur jeweils 1200 mm zur Verfügung. Dies ist einerseits durch die horizontalen Fugen für die Dichtelemente und andererseits durch die Wangen (Abb. 4.28) bedingt, die ein Abrutschen der Wicklungen verhindern.

Damit ergibt sich im Mantelbereich eine Lagenzahl von 15. Mit dem vorgeschlagenen Wickelverfahren wurden bisher Lagenzahlen von 25 - 30 realisiert /18/, die maximal genehmigungsfähige Zahl dürfte bei 40 - 45 Lagen liegen. Die technische Grenze wird mit etwa 60 Lagen erreicht, da dann die auftretende Querpressung die zulässigen Werte überschreitet.

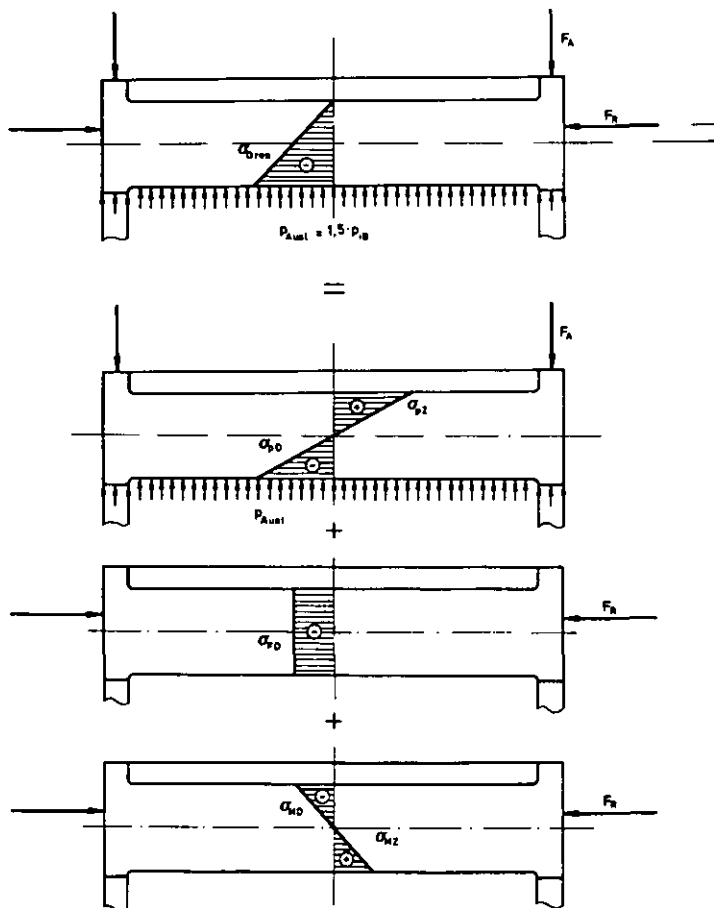


Abb. 4.15: Spannungsverteilung infolge exzentrisch wirkender äußerer Kraft /15/

Im Boden- und Deckenbereich müssen jeweils insgesamt 8336 Wicklungen zur Kompensation der Biegezugspannungen aufgebracht werden /15/, ihre Verteilung hat so zu erfolgen, daß sie um die Mittelebene der Deckel ein Moment mit dem Hebelarm $a = 533 \text{ mm}$ erzeugen. Hierdurch kann die Wicklungszahl erheblich reduziert werden (Abb. 4.15).

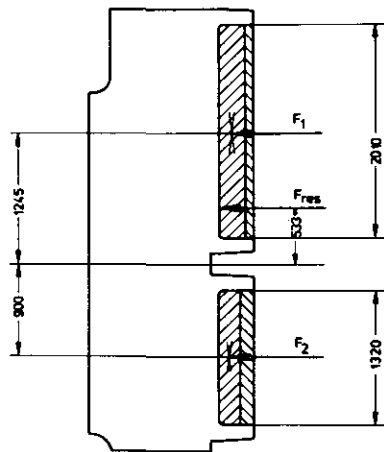


Abb. 4.16:

Verteilung der Vorspannkraft im Kronensteinbereich

Bei gleichmäßiger Vorspannung aller Einzelwicklungen ($w \sim F$) ergeben sich mit Abbildung 4.16 die Beziehungen:

$$z_1 \cdot \frac{a_1}{b} + z_2 \cdot \frac{a_2}{b} = w_1 + w_2 = w \quad (1)$$

$$w_1 \cdot a_1 - w_2 \cdot a_2 = w \cdot a \quad (2)$$

z_1 = Zahl der Lagen im oberen Kronenstein

z_2 = Zahl der Lagen im unteren Kronenstein

w_1 = Zahl der Wicklungen im oberen Kronenstein

w_2 = Zahl der Wicklungen im unteren Kronenstein

$w = 8336$

$a = 533 \text{ mm}$

$a_1 = 1245 \text{ mm}$

$a_2 = 900 \text{ mm}$

$b = 9,3 \text{ mm} = \text{Litzenbreite}$

Mit (1) in (2) eingesetzt, erhält man:

$$z_1 = 25,77$$

$$z_2 = 19,5$$

Aufgrund der äußeren Abdichtung des Behälters müssen im Dekkel - ebenso wie im Mantelbereich - zusätzliche Wicklungen aufgebracht werden, um die auf die Stoßfugen wirkenden Kräfte zu kompensieren. Hiervon entfallen 8,83 Lagen auf die oberen und 14,34 auf die unteren Kronensteine, so daß insgesamt 35 (34,6) bzw. 34 (33,84) Lagen gewickelt werden müssen.

Die Möglichkeit der Wiederholungsprüfung der horizontalen Spannelemente ist gegenüber den Axialkabeln wesentlich ungünstiger, hierzu müssen die Litzen abgewickelt werden. Der hohe Aufwand scheint jedoch vertretbar, wenn man berücksichtigt, daß die Verspannung während des Betriebes laufend durch geeignete Kraftmeßeinrichtungen überwacht werden kann und eine Wiederholungsprüfung erst nach längeren Zeiträumen von vielleicht 10 Jahren erfolgen muß.

4.3 Das Dichtsystem

Voraussetzung für die Anwendung einer äußeren Abdichtung, wie sie für den Stahlgußbehälter angestrebt wird, ist neben der bereits erwähnten Schweißbarkeit die Heliumdichtigkeit des Strukturmaterials. Diese Eigenschaft wurde inzwischen durch eingehende Heliumpermeationsversuche nachgewiesen. /19/

Aufgrund der segmentierten Bauweise entstehen T- und im Bereich der Kronensteine sogar Kreuzstöße, die eine Abdichtung im Vergleich zu reinen Ringfugen erschweren.

Daneben ist zu beachten, daß die einzelnen Segmentringe infolge der vertikalen Fugen und der unvermeidbaren Bearbeitungsungenauigkeiten unterschiedliche Dehnungen beim Übergang vom Vorspannungs- in den Betriebszustand aufweisen werden. Dieses Problem wird für den Bereich der Fuge zwischen Mantelblöcken und Kronensteinen besonders deutlich, da stark voneinander abweichende Steifigkeits- und Verspannungsverhältnisse vorliegen.

Um das Verformungsverhalten in dieser Zone näherungsweise zu ermitteln, wurde der Spannungszustand in der unteren Faser der Decke untersucht.

Die auftretende Belastung setzt sich aus einem Anteil zur Kompensation der Biegespannungen und aus einem Anteil zur Kompensation der durch den Innendruck auf die Fugen wirkenden Kräfte zusammen. Der erste Anteil ergibt sich aus Abb. 4.17. Im Vorspannungszustand $p_i = 0$, $p_a = p_{av}$ liegt eine über den Radius konstante Spannung vor, für den Betriebszustand wurde eine über den Radius gemittelte Spannung angesetzt. Der Einfluß der Biegung wurde vernachlässigt.

Der zweite Anteil hat gemäß den Auslegungsbedingungen bei Vorspannung einen Wert von 6 N/mm^2 und im Betrieb 2 N/mm^2 .

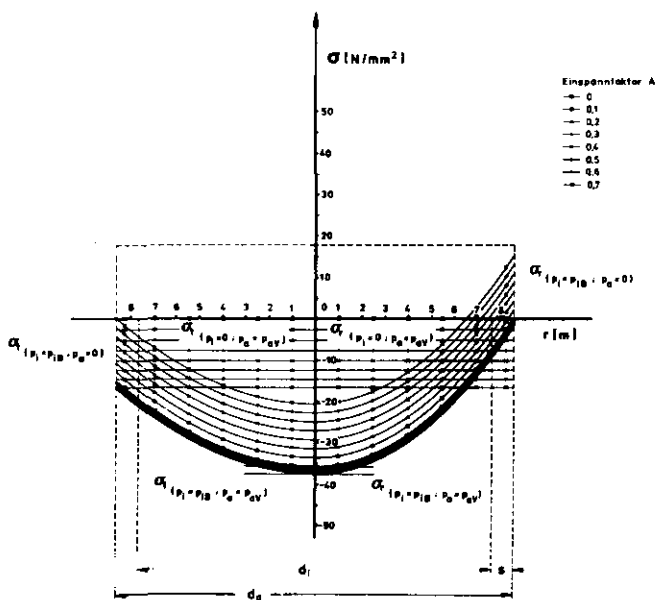


Abb. 4.17:

Tangential- und Radialspannungen in der unteren Faser einer vorgespannten Vollgußdecke
/15/

Die Berechnung der radialen Dehnungen erfolgte über die Beziehung:

$$\epsilon_r = \frac{1}{E^*} [\sigma_r - \mu \sigma_t]$$

Die als Hohlkonstruktion ausgelegten Deckel wurden als homogene Körper mit einem gegenüber einer Vollgußdecke reduzierten Elastizitätsmodul betrachtet. Aus einer Modellrechnung /15/ ergibt sich:

$$E^* = \frac{1}{3} \cdot E_{\text{Vollguß}} = 6,87 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$$

Ein Vergleich der Deckelverformungen mit den entsprechenden Werten für den Zylindermantel (Abb. 4.18) zeigt, daß wenn Deckel und Mantel unter Vorspannung zusammengefügt werden, mit einer unterschiedlichen Radienänderung von mehr als 2,0 mm bei Übergang in den Betriebszustand gerechnet werden muß.

	Deckel					Mantel	
	σ_{BK_r} [N/mm ²]	σ_{BK_t} [N/mm ²]	σ_{FK} [N/mm ²]	ϵ	Δr_D [mm]	Δr_M [mm]	D [mm]
Vorspannung	10	10	6	$1,6 \cdot 10^{-4}$	1,41	2,26	-0,85
Betrieb	24	30	2	$2,4 \cdot 10^{-4}$	2,06	0,75	1,31
σ_{BK} = Spannungszustand bei ausschließlicher Berücksichtigung der Biegekraftkomponente σ_{BK} = Spannungszustand bei ausschließlicher Berücksichtigung der Fugenkraftkomponente $D = \Delta r_D - \Delta r_M$							

Abb. 4.18: Vergleich der Radialverformungen von Mantel und Deckel

Unter diesen Bedingungen ist ein direktes Verschweißen der Blöcke in Form einer einfachen V-Naht wegen der Gefahr der Rißbildung zur Abdichtung nicht geeignet. Außerdem wäre eine großflächige und damit aufwendige Vorwärmung der Blöcke mit anschließendem Spannungsarmglühen unvermeidlich.

Die vorhandenen T- und Kreuzstöße verbieten auch die Verwendung von O-Ringen oder ähnlichen bekannten Dichtelementen, da sie nur für die Abdichtung in einer Ebene geeignet sind.

Als realisierbare Dichtsysteme kommen zur Zeit drei Alternativlösungen in Betracht. Einmal wäre es möglich, an den Stoßfugen sogenannte Schweißlippen (Abb. 4.19 a) anzubringen, die nach einer lokal begrenzten Vorwärmung miteinander verschweißt werden. Dieses Verfahren wurde bereits erfolgreich für die Abdichtung eines Heliumturbinegehäuses /20/ bei Vorhandensein von Kreuz- bzw. T-Stößen angewandt. Es ist jedoch fraglich, ob die gewonnenen Betriebserfahrungen auf einen segmentierten Reaktor-druckbehälter übertragen werden können, da kein unterschiedliches Verformungsverhalten der verschweißten und verschraubten Bauteile vorliegt.

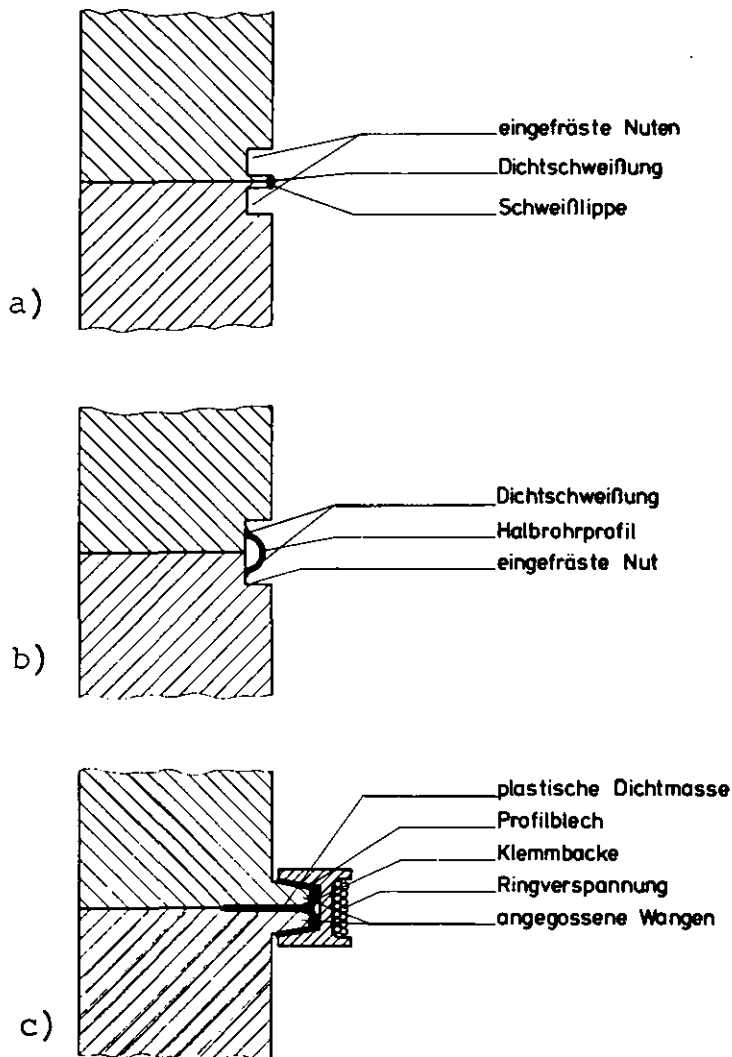


Abb. 4.19: Alternative Dichtsysteme

Um diese Problematik zu untersuchen, wurde von der KFA Jülich ein aus Stahlgußsegmenten zusammengesetzter Prüfbehälter entwickelt (Abb. 4.20), an dem das Verhalten der Schweißlippen-dichtung unter den verschiedensten Belastungsbedingungen analysiert werden kann.

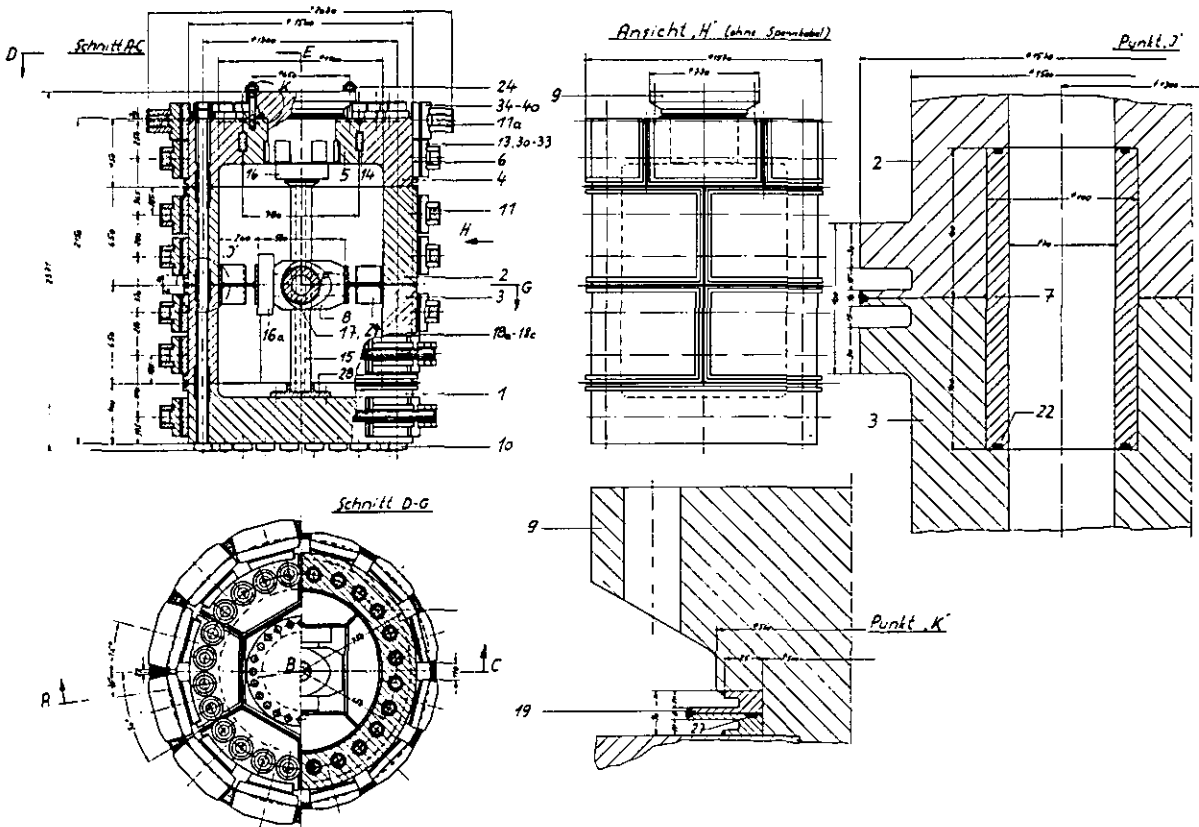


Abb. 4.20: Schweißlippenprüfbehälter /21/

Es ist geplant, den Behälter nach Beendigung der Versuchsreihe auf das in Abb. 4.19 b dargestellte Dichtsyste~~m~~ umzurüsten.

Die abdichtende Funktion erfüllt hierbei ein Halbrohr geringer Wandstärke, das jeweils mit zwei benachbarten Blöcken verschweißt wird. Die kritischen Bereiche der Stöße können als vorgefertigte und spannungsarmgeglühte Teile ausgelegt werden, die Gefahr der Rißbildung, die an diesen Stellen üblicherweise aufgrund der Überlagerung von Betriebs- und Schweißbeigenspannungen verstärkt auftritt, kann damit ausgeschaltet werden.

Diese Art der Abdichtung wurde bisher im Behälter- und Gehäusebau noch nicht erprobt, allerdings sind aus der Kryotechnik Auskleidungen für Flüssiggasbehälter bekannt /22/, die ähnliche Merkmale aufweisen. Hier werden sogenannte waffle panels verwendet, das sind Platten, in die ein Muster von senkrecht zueinander verlaufenden Wellen (Abb. 4.21) eingeprägt ist und die miteinander verschweißt werden. Die Wellenprofile dienen dazu, die Kältekontraktionen der Auskleidung auszugleichen und die mechanischen Belastungen auf ein Minimum zu reduzieren.

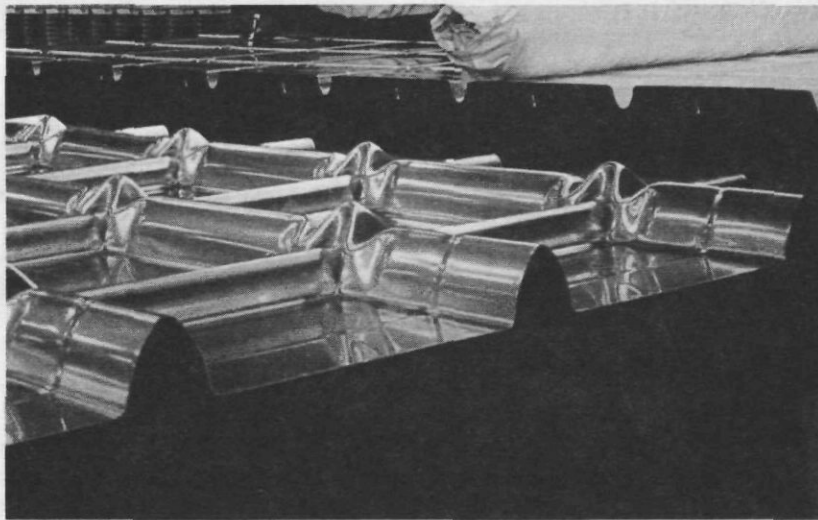


Abb. 4.21: Blechauskleidung für Flüssiggasbehälter /22/

Eine dritte Möglichkeit der Abdichtung stellt das in Abb. 4.19 c gezeigte System dar. Hierbei wird ein plastisch leicht verformbarer Werkstoff, wie z. B. Blei, durch eine äußere Verspannung über ein gewelltes Blech, das an den Behältersegmenten befestigt ist, gegen eine keilförmig bearbeitete Fuge gepreßt. Bei auftretenden Verschiebungen der Segmente gegeneinander kann der plastische Werkstoff die Verformungen ausgleichen.

Für dieses Behälterdichtsystem liegen ebenfalls noch keine praktischen Erfahrungen vor, es wurde lediglich ein Patent beantragt.

Aufgrund des wesentlich besseren Verformungsvermögens gegenüber der Schweißlippendichtung und da in Frage gestellt werden muß, ob die dritte Variante überhaupt in der Lage ist, eine hinreichende Abdichtung gegenüber dem Heliumdruck von 40 bar zu bewirken, wird im jetzigen Untersuchungsstadium für das Stahlgußbehälterkonzept das Halbrohrdichtsystem vorgeschlagen. Eine endgültige Entscheidung kann jedoch erst nach Abschluß der praktischen Versuche erfolgen.

Um eine Wiederholungsprüfung und eventuelle Reparaturen durchführen zu können, werden, wie in Abschnitt 4.2.2 bereits erläutert, die Vorspannlitzen nicht direkt auf die Behälterwandung, sondern auf angegossene Auflageflächen gewickelt und damit der Arbeitsraum vergrößert. Außerdem werden die Behältersegmente so gestaltet (siehe Abb. 4.28), daß ein mit Prüf- oder Reparaturkopf ausgestatteter Manipulator hinter der Verspannung an allen jeweils übereinanderliegenden Vertikalnähten in einem Arbeitsgang über die gesamte Behälterhöhe vorbeigeführt werden kann.

4.4 Das Schersicherungssystem

Die aneinanderstoßenden Stahlgußsegmente werden durch Schersicherungen gegeneinander fixiert. Im Boden- und Deckelbereich dienen diese einerseits als Montagehilfe, und andererseits verhindern sie, daß die einzelnen Deckelsegmente, die nur durch radial und tangential wirkende Kräfte zusammengehalten werden, infolge des Innendruckes aus dem Verband herausgedrückt werden. Wie aus Abb. 4.22 hervorgeht, reichen die in den Fugen theoretisch auftretenden Reibkräfte bei Unterstellung eines Reibbeiwertes von $\mu = 0,2$ aus, um die Innendruckkräfte aufzunehmen. Aufgrund der Ungenauigkeiten bei der Bearbeitung der Deckelsegmente muß jedoch davon ausgegangen werden, daß die rechnerisch ermittelten Normalkräfte nicht in allen Stoßflächen realisiert werden können.

Untersuchungen, die im Rahmen des HTR-1160-Projektes durchgeführt wurden, weisen darauf hin, daß der Reibwert unter Heliumatmosphäre wesentlich höher liegen kann (aufgrund von Diffusionsschweißvorgängen kann er u. U. größer als 1,0 sein), zur

Mittelpunkt- abstand der Fuge	σ_o [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]	σ_m [N/mm ²]	A [mm ²]	F_N [N]	F_{pi} [N]	μ_{erf}
1600 mm	28,7	77,3	53,0	$5,03 \cdot 10^6$	$2,64 \cdot 10^8$	$3,22 \cdot 10^7$	0,12
2270 mm	37,6	68,4	53,0	$7,13 \cdot 10^6$	$3,75 \cdot 10^8$	$6,48 \cdot 10^7$	0,17
7370 mm	40,3	22,7	31,5	$1,47 \cdot 10^8$	$4,64 \cdot 10^9$	$6,83 \cdot 10^8$	0,15
8175 mm	-	-	11,6	$3,7 \cdot 10^7$	$4,29 \cdot 10^8$	$3,7 \cdot 10^8$	0,86

$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2}$, A = theoretisch wirksame Fläche
 F_N = Normalkraft , F_{pi} = resultierende Kraft durch Innendruck

Abb. 4.22: Vergleich der Reibkräfte mit den Innendruckkräften

Zeit ist es jedoch noch nicht möglich, Aussagen darüber zu machen, inwieweit dieser Effekt für das Stahlguß-Behälterkonzept genutzt werden kann.

Die in der Tabelle angegebenen Radialspannungen σ_o und σ_u ergeben sich aus Abb. 4.23 für den Betriebszustand $p_i = p_{iB}$, $p_a = p_{aV}$.

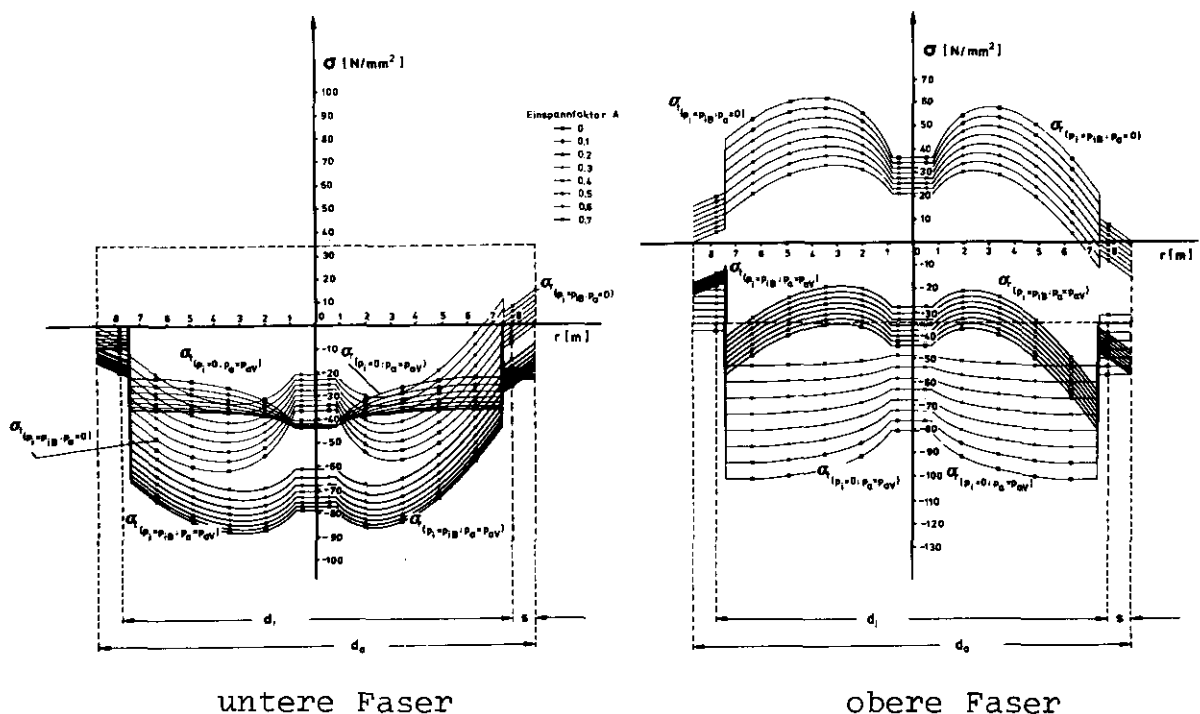


Abb. 4.23: Tangential- und Radialspannungen in der unteren und oberen Faser einer Hohlgußdecke /15/

Im Mantelbereich erfüllen die Schersicherungen neben ihrer Aufgabe als Montagehilfe nur im Störfall eine Tragfunktion, und zwar wenn die gesamte Ringverspannung eines Behälterschusses durch äußere Einflüsse versagen sollte. Hier sind die auftretenden Reibkräfte auf keinen Fall ausreichend, um die Innendruckkräfte aufzunehmen (letzte Zeile der Tabelle). Sie müssen über die Schersicherungen auf die benachbarten Verspannungselemente übertragen werden.

Zur Erfüllung der Schersicherungsfunktion bieten sich drei Möglichkeiten (Abb. 4.24) an:

1. Hülsen innerhalb der Spannkabelbohrungen
2. Bolzen
3. Paßfedern

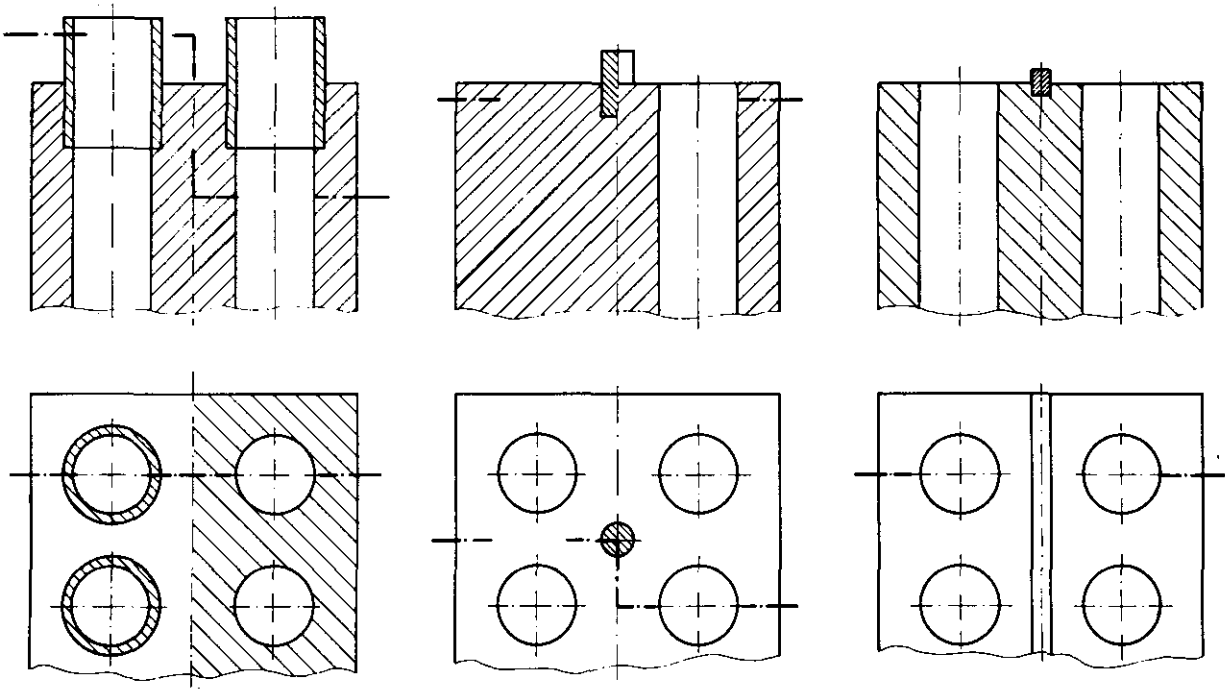


Abb. 4.24: Alternative Schersicherungselemente

Im Bereich der Deckel kommen wegen des begrenzten Platzangebotes und aus montagetechnischen Gründen nur Paßfedern in Betracht. Als Werkstoff wird ein unlegierter Stahl der Güte St 52 vorgeschlagen.

Die aufgrund der Scherfestigkeit unter Berücksichtigung einer vierfachen Sicherheit gegen Bruch und der zulässigen Flächenpressung ermittelten Abmessungen der Paßfedern in Abhängigkeit vom Mittelpunktabstand ergeben sich aus Abb. 4.25. Hierin ist in Form des Faktors α berücksichtigt, daß nicht die gesamte Länge des Fugenumfanges ausgenutzt werden kann.

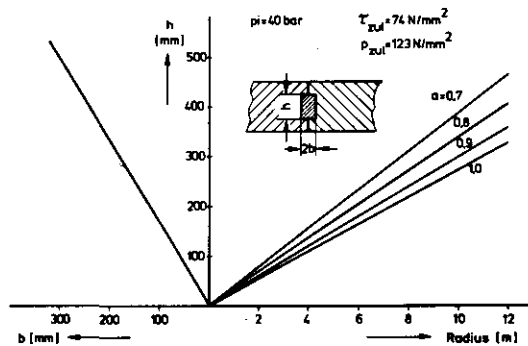


Abb. 4.25: Paßfederabmessungen im Deckelbereich

Für die horizontalen Stoßfugen der Mantelsegmente wurden ebenfalls Paßfedern gewählt, auf eine Verbindung innerhalb der vertikalen Fugen kann verzichtet werden, da die Blöcke im Mauerwerkverband, d. h. mit jeweils um 15° versetzten Fugen angeordnet sind.

Zwar ist der Platzbedarf, wie aus Abb. 4.26 hervorgeht, hierfür größer als für die beiden anderen Sicherungselemente, dies hat jedoch bis zu einer Segmenthöhe von 1700 mm keinen negativen Einfluß auf die Behälterwandstärke, da die Teilkreise der vertikalen Spannkabelbohrungen ohnehin einen Mindestabstand von ca. 400 mm benötigen.

	Bolzen	Hülsen	Paßfedern	Nut/Feder-System
Werkstoff	42 CrMo 4	42 CrMo 4	St 52	Stahlguß
Anzahl je Segment	16	40	2	2
Abmessungen	d = 100 mm h = 2 x 77 mm	d = 250/300 mm h = 2 x 100 mm	b = 55 mm h = 2 x 40 mm	b = 55 mm h = 40 mm
Fertigungstechnischer Aufwand	zusätzliche Bohrungen, gleichmäßige Belastung nur mit hoher Bearbeitungsgenauigkeit möglich	hohe Bearbeitungsgenauigkeit erforderlich, um gleichmäßige Belastung zu erreichen, ungünstige Bearbeitungsfolge	geringer Fertigungsaufwand, gleichmäßige Belastung auch bei geringen Genauigkeitsanforderungen gewährleistet	Bearbeitungsaufwand noch geringer als bei Paßfedern, allerdings nachteiliger Einfluß auf Genauigkeit der Stoßflächen

Abb. 4.26: Vergleich verschiedener Schersicherungselemente

Primär waren fertigungstechnische Überlegungen für die Auswahl dieses Systems maßgebend, die im Abschnitt 4.5.1 noch näher erläutert werden.

Als Werkstoff wird ebenso wie für die Deckelpaßfedern St 52 vorgeschlagen, es gelten dieselben Auslegungsbedingungen. Die Abmessungen der Paßfedern, die von der gewählten Blockhöhe abhängen, ergeben sich aus Abb. 4.27.

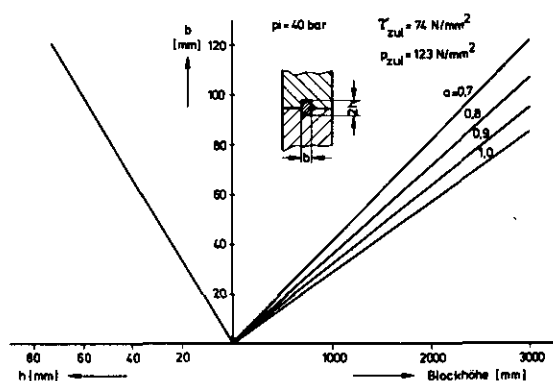


Abb. 4.27: Paßfederabmessungen im Mantelbereich

4.5 Die Stahlgußsegmente des Core-Behälters

Das vorgeschlagene Behälterkonzept sieht vor, Wände und Deckel aus einer Vielzahl von Einzelblöcken mit einem Stückgewicht bis zu 180 t zusammenzusetzen.

Konstruktionen mit ähnlichen spezifischen Merkmalen und hierzu entwickelte Technologien sind bisher im Maschinenbau nicht bekannt.

Um dennoch eine wirtschaftliche Fertigung der Segmente zu ermöglichen, müssen diese so ausgelegt werden, daß auf bekannte und wenig problematische Verfahren und Methoden zurückgegriffen werden kann. Die gewählte Segmentgröße sollte die Kapazität der in Frage kommenden Gießereibetriebe nicht überschreiten, die angewandte Gießtechnik sollte erprobt sein.

Um auf teure, da nur einseitig verwendbare Sondermaschinen verzichten zu können, sollte die mechanische Bearbeitung auf bereits vorhandenen Maschinen durchgeführt werden können, die nur eine geringfügige Modifikation erfordern.

Außerdem muß bei der Festlegung der Abmessungen und Gewichte der Gußblöcke die Straßen- bzw. Schienentransportfähigkeit berücksichtigt werden.

4.5.1 Die Segmente des Behältermantels

Der zylindrische Behältermantel wird aus acht gleich hohen Ringen mit jeweils zwölf Einzelblöcken zusammengesetzt, die mit ihren Vertikalfugen jeweils um 15° gegeneinander versetzt werden. Aufgrund der Anordnung der Koaxialleitungsanschlüsse im Bodenbereich des Behälters können alle Mantelsegmente gleich ausgeführt werden, was aus wirtschaftlichen Gründen anzustreben ist.

Die vorgeschlagenen Segmente besitzen eine Höhe von 1,7 m, eine mittlere Länge von etwa 4,3 m und eine Wandstärke von 0,95 m. Die Wandstärke wurde aus Kostengründen so gering wie möglich gehalten. Für einen Behälter mit homogener Wand würde sie etwa 300 mm betragen, da der Querschnitt jedoch durch die Spannkabelbohrungen geschwächt wird, ergibt sich, wie die Ergebnisse von auf analytischen Methoden aufbauenden Rechenprogrammen /15/ zei-

gen, eine höhere Wanddicke von ca. 900 mm. Um die Spannungserhöhung durch die außenliegenden Dichtfugen und die an der Innenseite anzubringenden Bohrungen zur Befestigung der Kühlplatten zu kompensieren, wird ein Zuschlag von 50 mm vorgesehen.

Die Höhe der Blöcke wurde zu 1,7 m festgelegt, um den Einfluß der Scherleisten, deren Abmessungen von der Blockhöhe abhängen und über 1,7 m zu einer Vergrößerung der Wandstärke führen würden, auszuschalten.

Die Segmente wurden als Vollgußkonstruktion ausgelegt (Abb. 4.28), eine verrippte Hohlgußbauweise erscheint nach Ansicht von Gießfachleuten aufgrund des hohen Aufwandes für das Einformen, das umfangreiche manuelle Arbeiten erfordert, wenig sinnvoll. Der größere Materialeinsatz der Vollgußkonstruktion kann in Kauf genommen werden, da die reinen Werkstoffkosten nur ca. 10 bis 13 % der gesamten Herstellungskosten ausmachen.

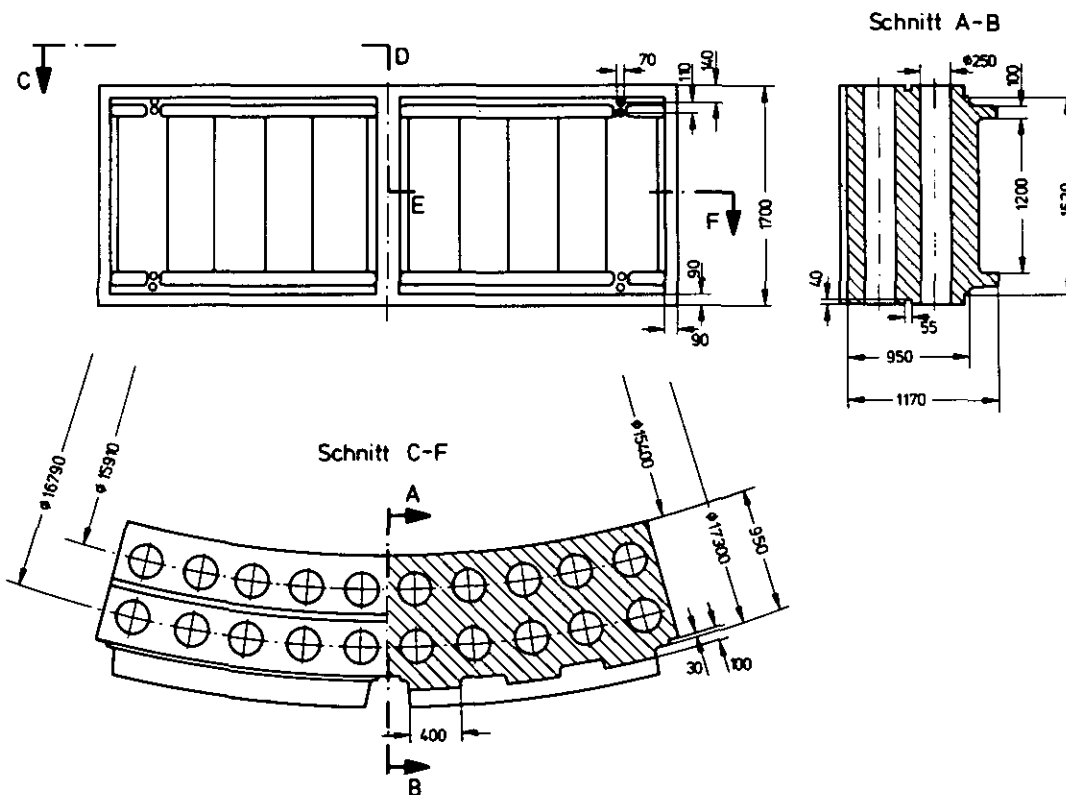


Abb. 4.28: Mantelsegment des Core-Behälters

Günstiger wäre eine Konstruktion, bei der nur kreisrunde Kerne für die Spannkabeldurchführungen eingesetzt werden, da dann die kostenintensive mechanische Bearbeitung der Bohrungen entfallen kann. Hierbei sind jedoch verbunden mit den Anforderungen an die Maßhaltigkeit Schwierigkeiten aufgrund des Kernversatzes zu erwarten, die noch eingehende praktische Untersuchungen erfordern.

Ein weiterer Nachteil der verrippten Bauweise liegt darin, daß die Segmente eine Ultraschall-Prüfung erschweren. Einerseits sind die innerhalb des Blockes in mehreren Ebenen liegenden Rippen nur schwer zugänglich, und andererseits kann das Prüfergebnis durch im Gußstück zurückbleibende Kernreste verfälscht werden.

Als Vollgußkonstruktion kann der gesamte Block mit geringem Aufwand in zwei Ebenen geprüft werden. Die in vertikaler Richtung zu durchschallende große Wanddicke von 1,7 m ist beherrschbar. Die erreichbare Fehlermeßgenauigkeit für Stahlguß mit einer Dicke von 2,0 m liegt bei einer Ersatzfehlergröße von ca. 10 mm, d. h., es können Werkstofffehler nachgewiesen werden, deren Ausdehnung quer zur Schallrichtung einer Kreisfläche von 10 mm Durchmesser entspricht.

Die Prüfung der Gußblöcke erfolgt direkt nach der vorgeschriebenen Wärmebehandlung, die zur Verfeinerung des Gefüges und damit zur Erhöhung der Zähigkeit und Bruchdehnung dient. Hierdurch können fehlerhafte Stücke bereits vor der mechanischen Bearbeitung repariert bzw. ausgesondert werden.

Die mechanische Bearbeitung der Blöcke erstreckt sich neben den Stoßflächen auf die Auflageflächen und die Wangen zur Aufnahme der Horizontalverspannung, die Paßfedernuten und die Dichtfugenbereiche. Ferner sind die Spannkabelbohrungen, die radialen Bohrungen für die Kühlwasserversorgungsleitungen und die Gewindelöcher zur Befestigung der Kühlplatten zu bearbeiten.

Für die Flächenbearbeitung wird eine NC-gesteuerte Fräsmaschine vorgeschlagen, die sich durch hohe Arbeitsgenauigkeit auszeichnet und in der Lage ist, gekrümmte Flächen herzustellen.

Mit Ausnahme der Stoßflächen und der Paßfedernuten werden keine erhöhten Ansprüche an die Maßhaltigkeit gestellt.

Um einen hinreichenden und gleichmäßigen Verbund der einzelnen Segmente untereinander zu gewährleisten, sollte die Maßabweichung der Stoßflächen zumindest geringer sein als die im Betriebszustand auftretenden Verformungen.

Nach Abb. 4.29 wird der Behälter im Betrieb in axialer Richtung um insgesamt 1,25 mm gestaucht, ein Block mit der gewählten Höhe entsprechend um 0,097 mm. Die mit wirtschaftlich vertretbarem Aufwand erreichbare Bearbeitungsgenauigkeit beträgt etwa 0,1 mm /23/, sie liegt damit an der Grenze des Zulässigen.

		Behälter		Spannkabel	
		Kraft [N]	Quetschung [mm]	Kraft [N]	Längung [mm]
axial	Vorspannung	$1,286 \cdot 10^9$	3,71	$1,286 \cdot 10^9$	81,35
	Betrieb	$4,288 \cdot 10^9$	1,25	$1,328 \cdot 10^9$	84,0
		$c_{Ba} = 3,472 \cdot 10^8 \text{ N/mm}$		$c_{Spa} = 1,579 \cdot 10^7 \text{ N/mm}$	
horizontal $h = 1,0 \text{ m}$	Vorspannung	$4,874 \cdot 10^7$	14,21	$4,874 \cdot 10^7$	218,78
	Betrieb	$1,628 \cdot 10^7$	4,73	$5,085 \cdot 10^7$	228,22
		$c_{Bh} = 3,441 \cdot 10^6 \text{ N/mm}$		$c_{Sph} = 2,228 \cdot 10^5 \text{ N/mm}$	

Abb. 4.29: Kräfte und Verformungen des Behälters und der Spannkabel

Die Bearbeitung der radial verlaufenden Stoßflächen ist weniger kritisch, da einerseits die mechanische Belastung und andererseits die verformbare Länge in Umfangsrichtung größer ist. Der Verformung von $4,7/12 \text{ mm} = 0,39 \text{ mm}$ steht eine maximale Maßabweichung von 0,25 mm gegenüber.

Um eine Erhöhung der Bearbeitungsgenauigkeit und damit eine Kostensteigerung zu vermeiden, wird vorgeschlagen, die Maßabweichungen der einzelnen Blöcke genau zu protokollieren und jeweils Ringe aus Blöcken mit gleichen oder ähnlichen Abweichungen zusammenzustellen.

Um die Genauigkeitsanforderungen für die Scherleistennuten zu senken und Paßschwierigkeiten bei der Montage zu umgehen, können die Scherleisten, die spanlos durch Walzen hergestellt und auf den entsprechenden Durchmesser gebogen werden, gegenüber den Nuten ein geringes Untermaß aufweisen.

Statt der Scherleisten wäre auch ein Nut/Feder-System als Schersicherung denkbar, es ist jedoch ungünstiger, da dann eine der horizontalen Stoßflächen eines Blockes nicht in einem Arbeitsgang bearbeitet werden kann. Durch das zweimalige Ansetzen des Fräswerkzeuges würden sich zusätzliche Maßabweichungen ergeben.

Die Bohrbearbeitung der Spannkabeldurchführungen muß vor dem Fräsen der Stoßflächen erfolgen, da sich die Gußsegmente hierbei verziehen können. Aus diesem Grunde ist auch die Verwendung der in Abschnitt 4.4 vorgestellten Scherhülsen wenig geeignet.

Die Spannkabelbohrungen werden mit dem BTA-Kernbohrverfahren hergestellt, das sich gegenüber dem ebenfalls anwendbaren Spitzbohren durch eine höhere Leistungsfähigkeit auszeichnet. Um die Bearbeitungszeit für die Bohrungen zu reduzieren - sie beträgt bei einem Bohrkopf nahezu 20 Stunden je Block -, wäre es denkbar, mehrere Bohrköpfe an einer Maschine zusammenzufassen und gleichzeitig arbeiten zu lassen.

4.5.2 Die Boden- und Deckensegmente

Boden und Decke des Behälters sind als ebene Kreisplatten ausgebildet. Eine derartige Konzeption bedingt im Gegensatz zu gewölbten Deckeln ungünstige Spannungsverhältnisse, da eine Biegebeanspruchung vorliegt. Bei einem nicht vorgespannten, homogenen und ebenen Deckel entstehen infolge des Innendruckes in der unteren Faser Druckspannungen und in der oberen Zugspannungen. Es gilt, diese Biegezugspannungen durch ein horizontal wirkendes Spannsystem zu überdrücken, so daß bis zum 1,5fachen Betriebsdruck nur Druckspannungen auftreten und damit ein Klaffen im Bereich der Segmentfugen verhindert wird.

Die Stärke der Deckel ist weniger durch die Werkstofffestigkeit als durch den Platzbedarf für die Verspannung in Verbindung mit einer begrenzten Wickellagenzahl (siehe Abschnitt 4.2.2) bestimmt.

Die Verwendung einer massiven Decke ist wegen der Beschränkung auf kleine und schwere Segmente und der daraus resultierenden Erhöhung der Zahl der Stoßfugen wenig sinnvoll. Das Widerstandsmoment einer verrippten Hohlkonstruktion ist zwar geringer, gleichzeitig vermindert sich aufgrund des kleineren Querschnitts die zur Kompensation der Zugspannungen erforderliche äußere Kraft, so daß der Spannstahleinsatz bei gleicher Gesamtdeckelstärke reduziert werden kann.

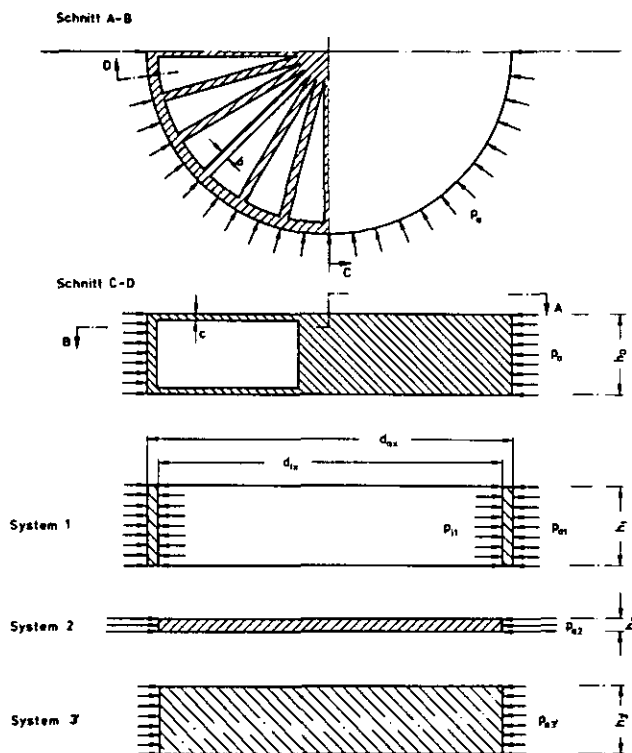


Abb. 4.30: Modell zur Berechnung der verrippten Hohlgußdecke /15/

Für die Berechnung der verrippten Hohlbauweise wurde das in Abb. 4.30 dargestellte Modell zugrunde gelegt. Der Bereich der Rippen und Hohlräume wurde durch einen homogenen Körper mit einheitlichem aber reduziertem Elastizitätsmodul ersetzt. Unter An-

nahme eines Einspannfaktors von $A = 0,4$ ($A = 0$ bedeutet lose Lagerung, $A = 1$ entspricht fester Einspannung) und unter Berücksichtigung der bewickelbaren Höhe ergibt sich nach /15/ eine Deckelstärke von 3,2 m. Dabei wurde die Deckplattenstärke zu 250 mm und die Rippenstärke zu 200 mm gewählt.

Da die Berechnungen nur mit analytischen Methoden erfolgte, konnte der Einfluß der zahlreichen Bohrungen und Öffnungen in den Deckeln nicht berücksichtigt werden, dies kann nur mit Hilfe einer Finite Elemente Rechnung geschehen.

Aufteilung von Boden und Decke

Die zweckmäßigste Ausführung der verrippten Hohlbauweise stellt eine einteilige Schweißkonstruktion dar. Sie weist entscheidende Vorteile auf:

- Der Gestaltungsspielraum hinsichtlich der Verrippung ist größer, die für ein entsprechendes Spannbetondruckgefäß vorgeschlagene Anordnung der Öffnungen und das Abschaltstabraster können übernommen werden.
- Es entstehen keine Segmentfugen und damit keine Toleranzprobleme, d. h., die Vorspannkräfte können entsprechend den berechneten Werten eingeleitet werden.
- Die Konstruktion stellt ein zusätzliches Sicherheitspotential dar, da sie Zugspannungen aufnehmen kann.

Eine derartige Konstruktion ist jedoch mit den zur Verfügung stehenden technischen Mitteln noch nicht realisierbar, es muß in jedem Fall eine Segmentierung von Boden und Decke erfolgen.

Die Aufteilung der Deckel in fertigungsgerechte Einzelsegmente wird durch die Vielzahl der Öffnungen erschwert. Insgesamt sind folgende Öffnungen vorzusehen:

in der Decke

156 Abschaltstabbohrungen	d = 350 mm
45 Kugelzugabbohrungen	d = 80 mm
6 Ausbauöffnungen	d = 1660 mm

im Boden

12 Koaxialleitungsdurchbrüche	d = 1600 mm
7 Kugelabzüge	d = 1000 mm

Die Gewährleistung der rechnerisch ermittelten Druckspannungswerte ist in entscheidendem Maße abhängig von der erzielbaren Bearbeitungsgenauigkeit an den Stoßflächen der Segmente. Dieser Einfluß tritt verstärkt auf, wenn radiale und tangentiale Stoßfugen gleichzeitig vorliegen.

Werden z. B. die radialen Stoßflächen mit Übermaß gefertigt, so muß mit erhöhten Tangentialspannungen und verminderten Radialspannungen gerechnet werden. Bei einer Bearbeitung dieser Flächen mit Untermaß werden die Vorspannkräfte überwiegend radial eingeleitet, die Tangentialspannungen werden verringert. Maßabweichungen an den tangentialen Stoßflächen führen zu ähnlichen Spannungszuständen.

Der Einfluß der Bearbeitungsgenauigkeit kann reduziert werden, wenn entweder nur radiale oder nur tangentiale Fugen auftreten, d. h., wenn eine Aufteilung in tortenstückähnliche Segmente oder in Kreis- und Kreisringsegmente erfolgt.

Die Einteilung in kreisrunde Segmente mit daraus resultierenden großen Durchmessern und Gewichten kann aus herstellungs- und transporttechnischen Gründen nicht realisiert werden. Es existieren zwar Senkrechtdrehmaschinen, die in der Lage sind, Werkstücke mit Durchmessern bis zu 17 m zu bearbeiten, sie beschränken sich aber nur auf geringe Stückgewichte.

Eine ausschließliche Ausführung von radialen Fugen ist ebenfalls nicht möglich, da einerseits die Segmentgewichte zu groß würden und andererseits keine definierten Auflageflächen für die Spitzen der Blöcke in der Mitte der Deckel vorliegen. Hier müßte ein Zentralsegment vorgesehen werden, an dem sich die übrigen Blöcke abstützen können.

Unter Berücksichtigung dieser Aspekte wurde von der ursprünglich geplanten Verwendung von Sechseckblöcken mit einheitlichen Abmessungen, die ein gleichmäßiges Stabraster erlauben, abgegangen, statt dessen wird die in Abb. 4.31 dargestellte Aufteilung vorgeschlagen.

Hierbei kann das gewünschte Stabraster mit einem Stababstand von 800 mm nicht realisiert werden. Infolge der radial verlaufenden Rippen bzw. Seitenwände der Trapezblöcke gehen zu viele der 156 erforderlichen Stabpositionen verloren.

Wenn diese Stabzahl gleichmäßig über die Core-Grundfläche verteilt werden soll, muß der Stababstand verringert werden. Dabei sind folgende Randbedingungen zu erfüllen:

- Die Stäbe dürfen nicht auf den Stoßfugen der Gußsegmente angeordnet werden, da an diesen Stellen Relativbewegungen zwischen den Blöcken auftreten können.
- Die Graphit- und Kohlesteineinbauten der Decke sollen aus Sechseckblöcken zusammengesetzt werden.
- Die Stabbohrungen sollen innerhalb der Sechseckblöcke liegen.
- Die Sechseckblöcke sollen bezüglich der Lage der Stabbohrung möglichst einheitlich sein.

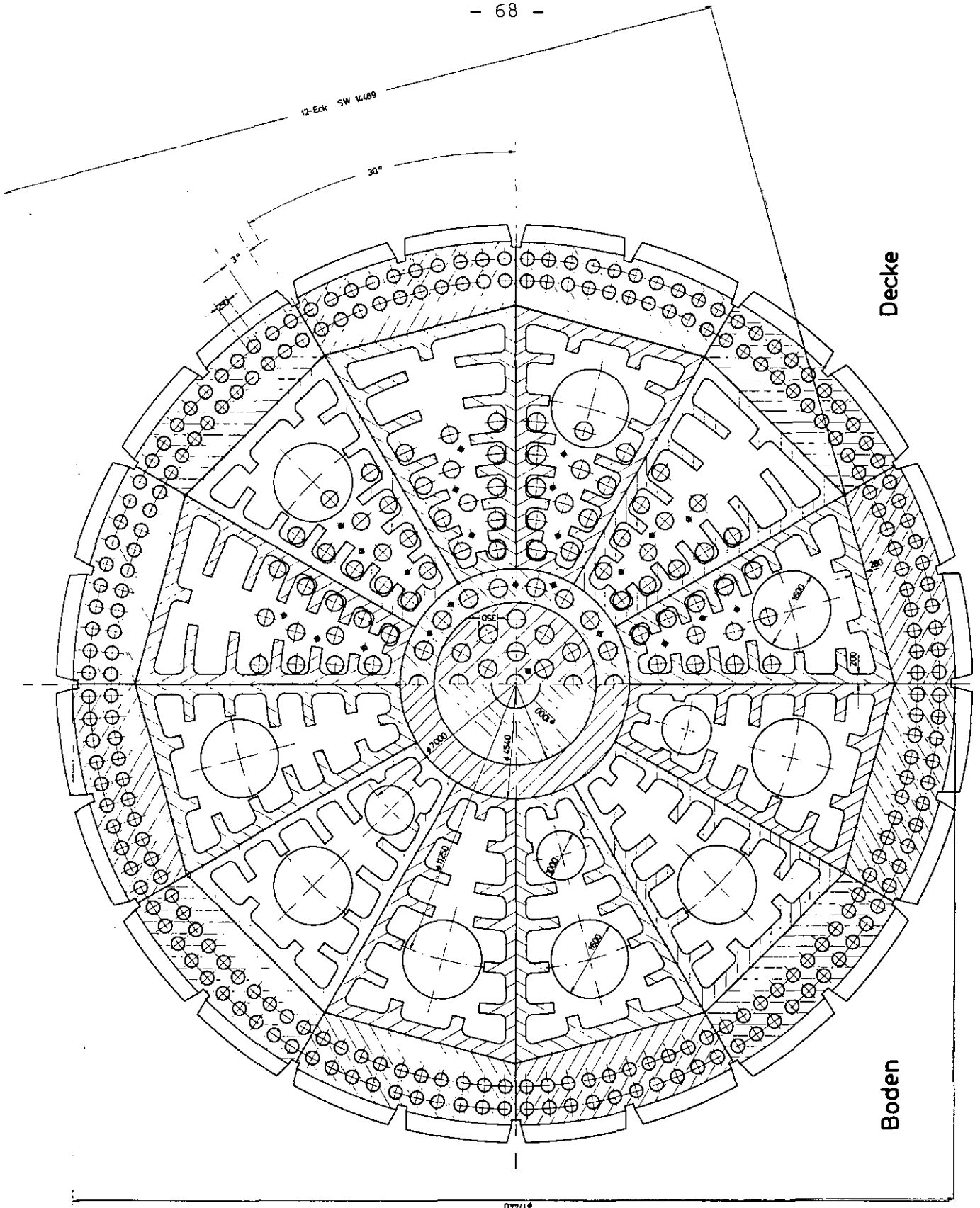


Abb. 4.31: Aufteilung von Boden und Decke

Diese Forderungen konnten durch eine Verringerung der Schlüsselweite der Sechseckblöcke von 400 auf 375 mm erfüllt werden. Hierbei ist eine gleichmäßige Verteilung von maximal 187 Stäben möglich, allerdings muß auf einen einheitlichen Stababstand verzichtet werden (Abb. 4.33).

Aufgrund der 60° Symmetrie des Sechseckrasters bei einer 30° -Segmentierung der Behälterdecke war es erforderlich, etwa bei der Hälfte der Stabpositionen die Stäbe nicht im Zentrum der Graphitblöcke, sondern um 50 mm exzentrisch anzuordnen (Abb. 4.32).

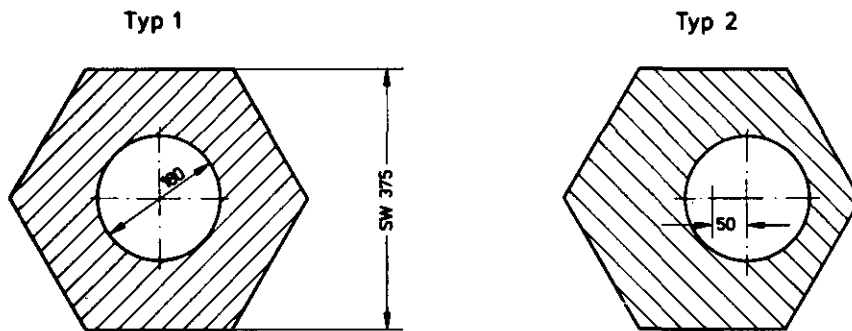


Abb. 4.32: Anordnung der Stabbohrungen innerhalb der Sechseckblöcke des Reflektors

Gleichzeitig konnten durch diese Maßnahme innerhalb des Zentralsteins und der Kreisringsegmente die Restwandstärken erhöht werden. Diese Segmente sind als Vollgußkonstruktionen (Abb. 4.34 u. 4.35) ausgelegt, der Anteil der Bohrungen ist bereits so hoch, daß von weiteren Hohlräumen, die den Herstellungsaufwand vergrößern würden, abgesehen werden kann.

Die als verrippte Hohlkästen ausgeführten Trapezblöcke (Abb. 4.36) besitzen eine Deckplattenstärke von 250 mm, die als Krafteinleitung dienende außenliegende Wand hat eine Stärke von 280 mm, die übrigen Wände und Rippen eine Stärke von 200 mm.

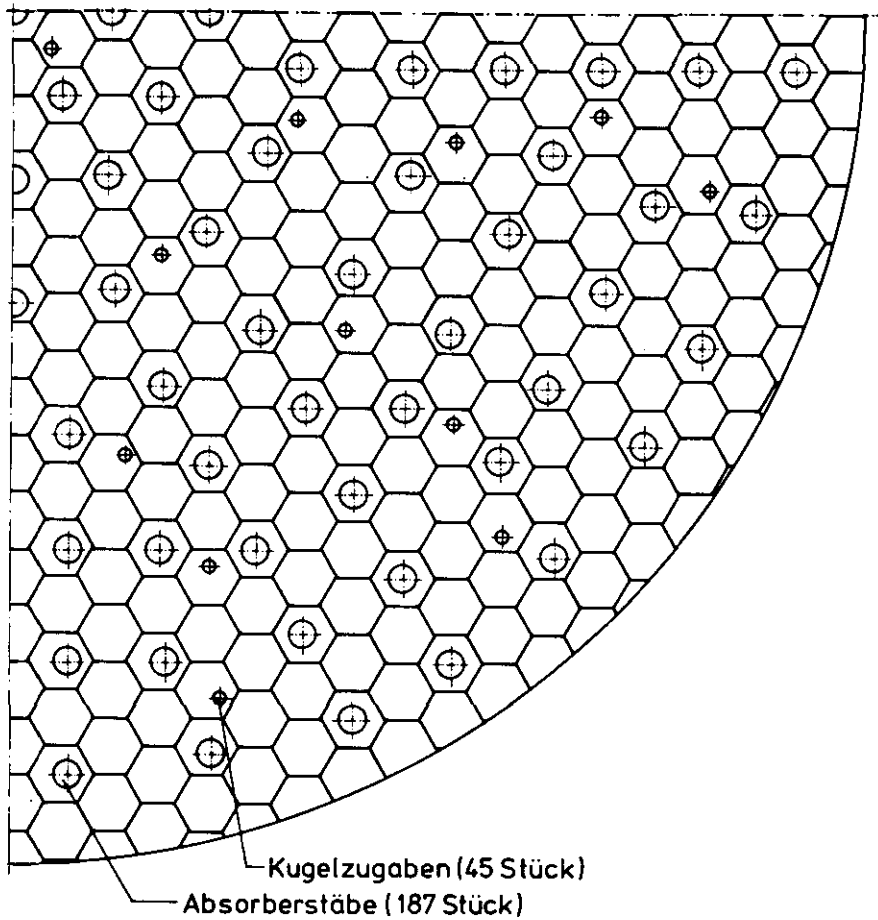


Abb. 4.33: Verteilung der Absorberstäbe

Für die Aufteilung des Behälterbodens besteht grundsätzlich ein größerer Gestaltungsspielraum, da hier nur sieben Kugelabzüge und zwölf Öffnungen für die Koaxialleitungen vorzusehen sind. Im Hinblick auf eine geringe Blockvielfalt wurde jedoch die Einteilung der Decke übernommen. Die Hauptabmessungen der Segmente wurden beibehalten, es besteht neben der Zahl und Größe der Öffnungen nur ein Unterschied in der Verrippung innerhalb der Blöcke. Die Anordnung der Koaxialleitungen sowie die Heiß- und Kaltgasführung innerhalb des Behälters ist aus Abb. 4.37 ersichtlich.

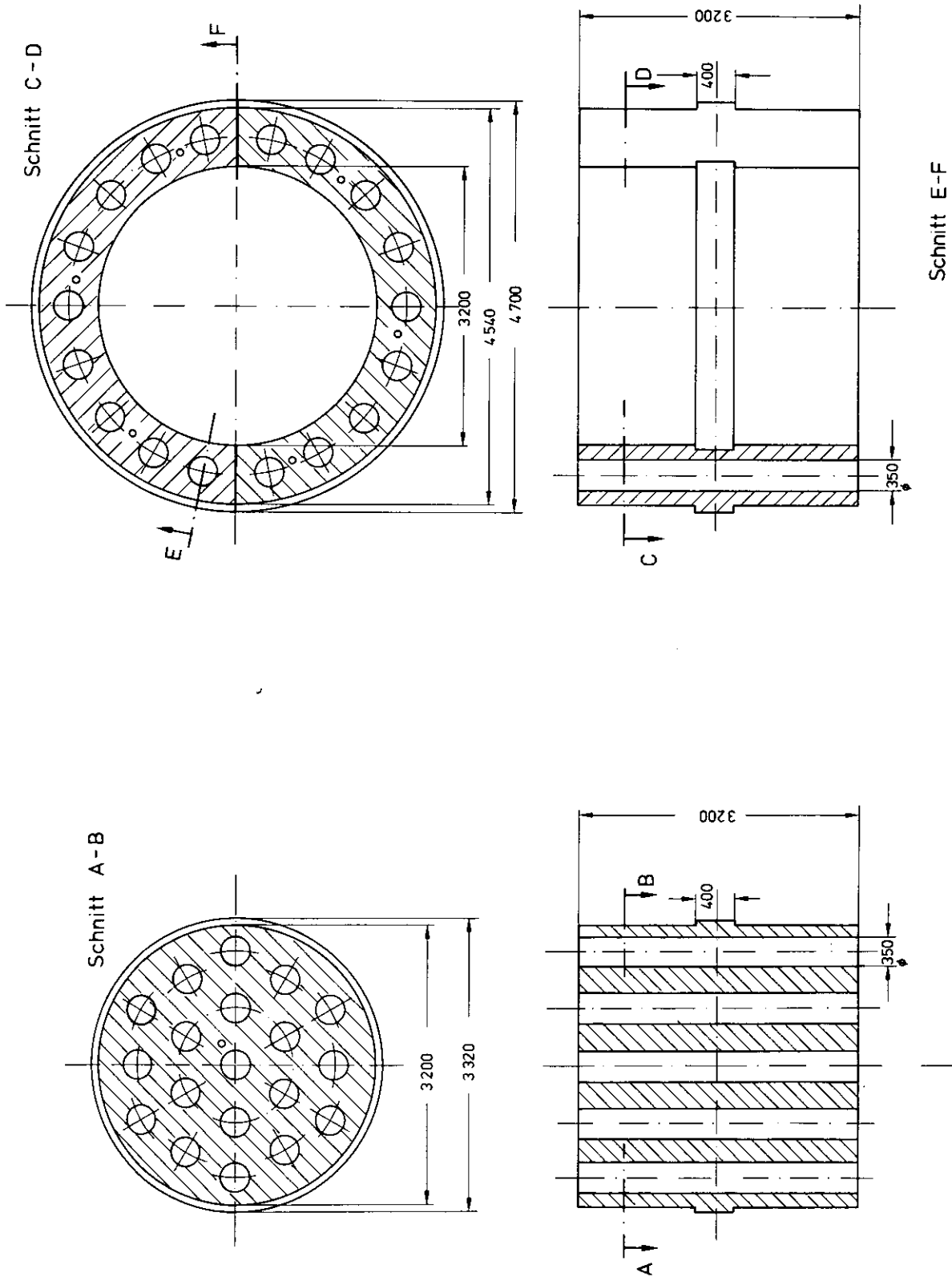
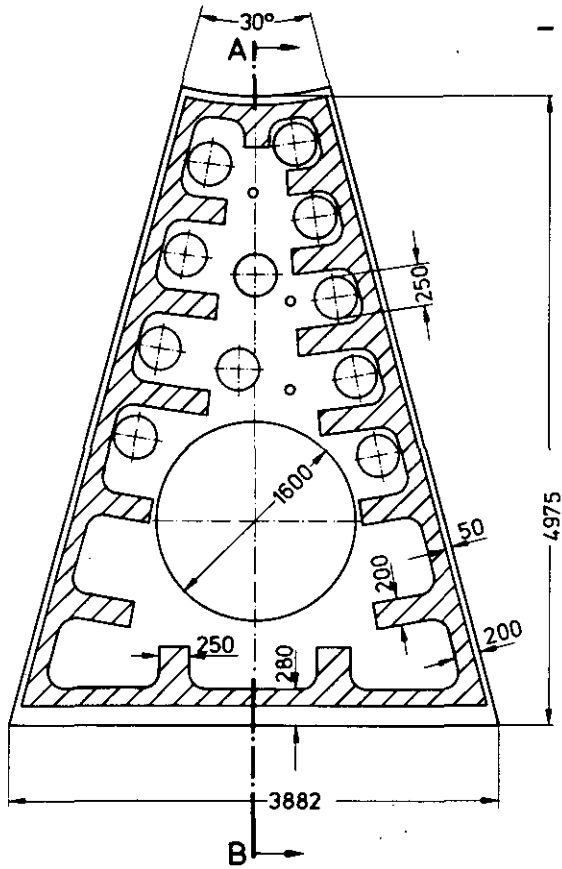
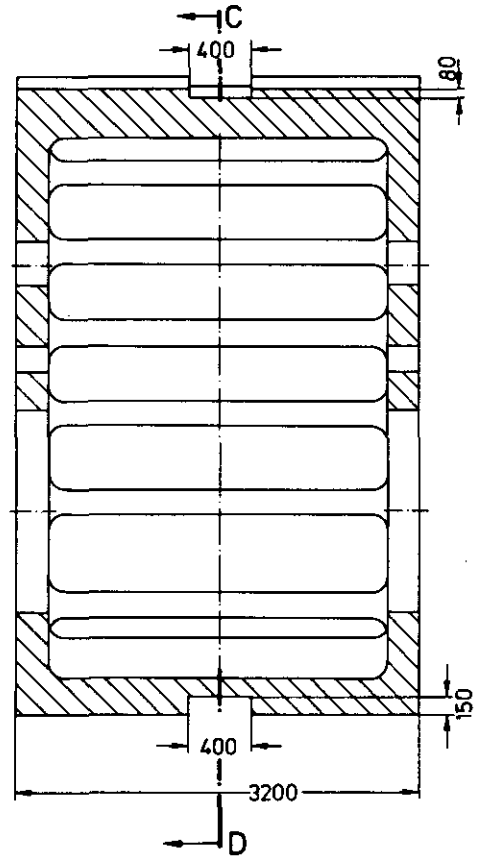


Abb. 4.34: Zentralstein (Decke)

Abb. 4.35: Kreisringsegmente (Decke)



Schnitt C-D



Schnitt A-B

Abb. 4.36: Trapezsegment (Decke)

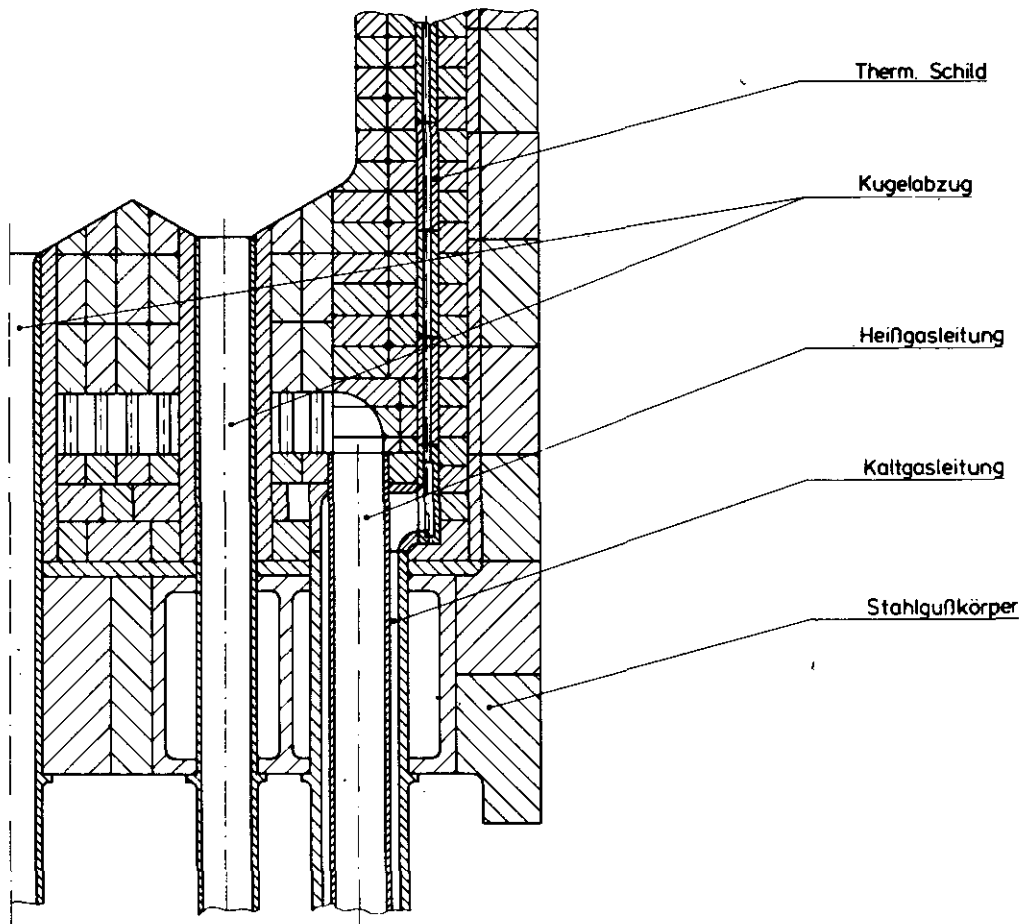


Abb. 4.37: Gasführung innerhalb des Behälters

Herstellung der Deckelsegmente

Alle Deckelsegmente werden durch Gießen hergestellt, von der Möglichkeit der Auslegung der Trapezsegmente als Schweißkonstruktion wurde aus Kostengründen abgesehen.

Die mechanische Bearbeitung der kreisrunden Segmente erfolgt auf einer Senkrechtdrehmaschine, sie erstreckt sich auf den gesamten äußeren bzw. auch inneren Umfang einschließlich der Paßfedernuten sowie auf die außenliegenden Stirnflächen. Bei entsprechender Gießgenauigkeit kann auf die Bearbeitung der core-zugewandten Stirnfläche verzichtet werden.

Die erreichbare Arbeitsgenauigkeit derartiger Maschinen liegt für ein Werkstück mit einem Durchmesser von etwa 4 m bei 0,03 mm für den Rundlauf und 0,04 mm für den Planlauf, so daß der Gesamtfehler maximal 0,07 mm beträgt. /24/

Die Abschaltstabb Bohrungen werden ebenso wie bei den Trapezblöcken mit Hilfe des BTA-Verfahrens hergestellt.

Die Flächenbearbeitung der Trapezsegmente wird auf NC-gesteuerten Fräsmaschinen durchgeführt. Diese Maschinen können an den radialen Flächen eine Genauigkeit von 4 - 5" erzielen, das entspricht einer Abweichung von 0,024 mm je Meter Mittelpunktabstand.

Um die rechnerisch ermittelten Spannungen weitgehend verwirklichen zu können, wird nicht die gesamte Radialfläche bearbeitet, sondern nur ein 200 bis 280 mm breiter Streifen am äußeren Rand. (In der Festigkeitsrechnung wurden die radialen Wände der Trapezsegmente als Rippen betrachtet, die keine Kräfte in die benachbarten Segmente übertragen.) Durch diese Maßnahme, die bereits beim Gießen durch entsprechende Formgebung berücksichtigt werden muß, kann gleichzeitig der Bearbeitungsaufwand verringert werden.

Ein Vergleich mit den Verformungen der Deckel an den jeweiligen Stoßfugen zeigt, daß die erzielbaren Bearbeitungsgenauigkeiten deutlich geringer sind (Abb. 4.38). Die Verformungswerte für die verschiedenen Radien wurden mit Hilfe einer über die Deckelhöhe gemittelten Spannung nach Abb. 4.23 berechnet.

	Radius [mm]	$m(A=0,4)$ [N/mm ²]	ϵ	Δr [mm]	s_r [mm]	ΔU [mm]	s_U [mm]
Zentralstein	1600	53,0	$1,8 \cdot 10^{-4}$	0,29	0,07	1,82	0,22
Kreisingsegment	1600	53,0	$1,8 \cdot 10^{-4}$	0,29	0,07	0,91	0,15
	2270	53,0	$1,8 \cdot 10^{-4}$	0,41	0,09	1,28	0,15
Trapezsegment	2270	53,0	$1,8 \cdot 10^{-4}$	0,41	0,09	0,21	0,15
	7370	31,5	$1,1 \cdot 10^{-4}$	0,79	0,2	0,41	0,2
Δr = Verformung in radialer Richtung, s_r = Bearbeitungsspiel in radialer Richtung ΔU = Verformung in Umfangsrichtung, s_U = Bearbeitungsspiel in Umfangsrichtung							

Abb. 4.38: Verformungen und Bearbeitungstoleranzen für die Deckelsegmente

Die Frage, ob die Genauigkeiten ausreichen, um einen Spannungszustand innerhalb der zulässigen Grenzen zu gewährleisten, kann nur anhand von praktischen Versuchen geklärt werden. Eine theoretische Lösung des Problems ist mit den angewandten analytischen Methoden nicht möglich.

4.5.3 Die Kronensteine

Die Gestaltung der Kronensteine lehnt sich an die Mantelblöcke an, aufgrund der erhöhten Anforderungen weichen sie jedoch sowohl in der Form als auch in den Abmessungen davon ab.

Um die anhand der Festigkeitsrechnung ermittelte Anzahl von insgesamt 12280 Spannstaahlwicklungen anordnen zu können, ohne die zulässige Grenze von etwa 40 Lagen zu überschreiten (siehe Abschnitt 4.2.2) und um die resultierende äußere Kraft mit einem Hebelarm von 533 mm oberhalb der Deckenmittenebene angreifen lassen zu können, müssen die Kronensteine gegenüber den Deckeln mit einem inneren und äußeren Kragen ausgestattet werden. Für den inneren Kragen wurde eine Höhe von 0,2 m und für den äußeren eine Höhe von 0,8 m gewählt (Abb. 4.39 und 4.40).

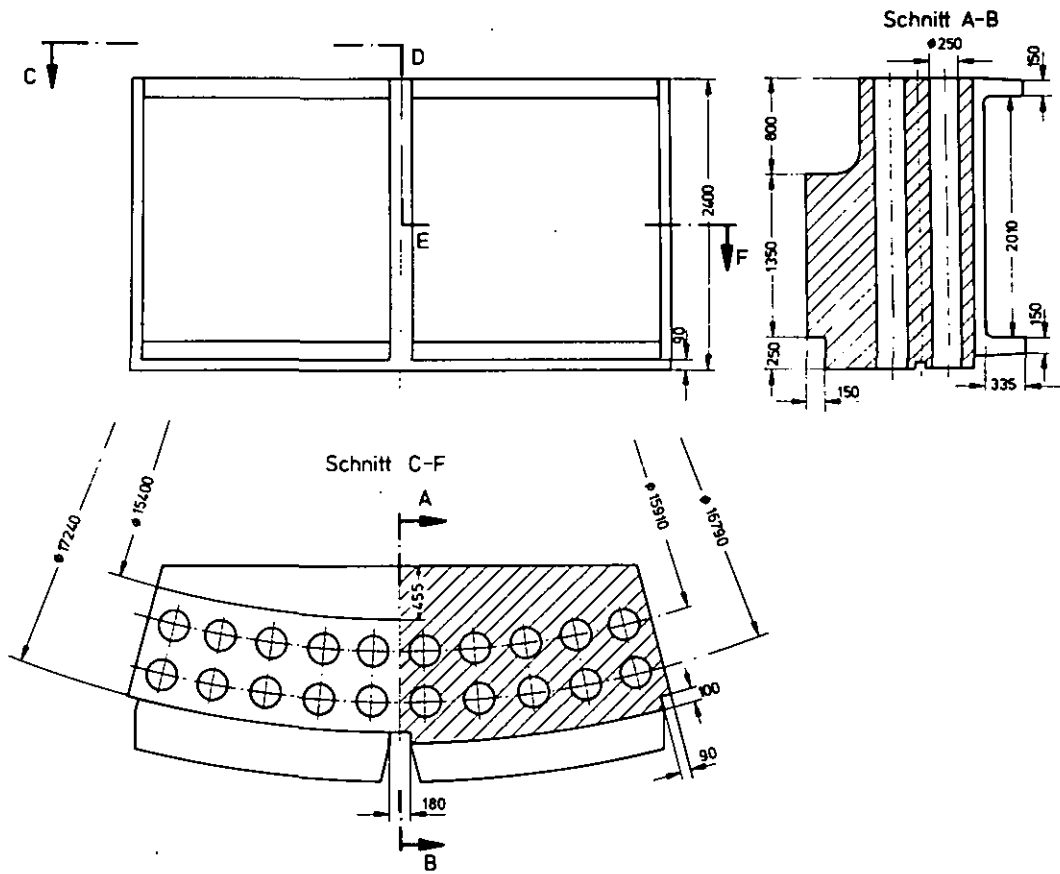


Abb. 4.39: oberer Kronenstein (Decke)

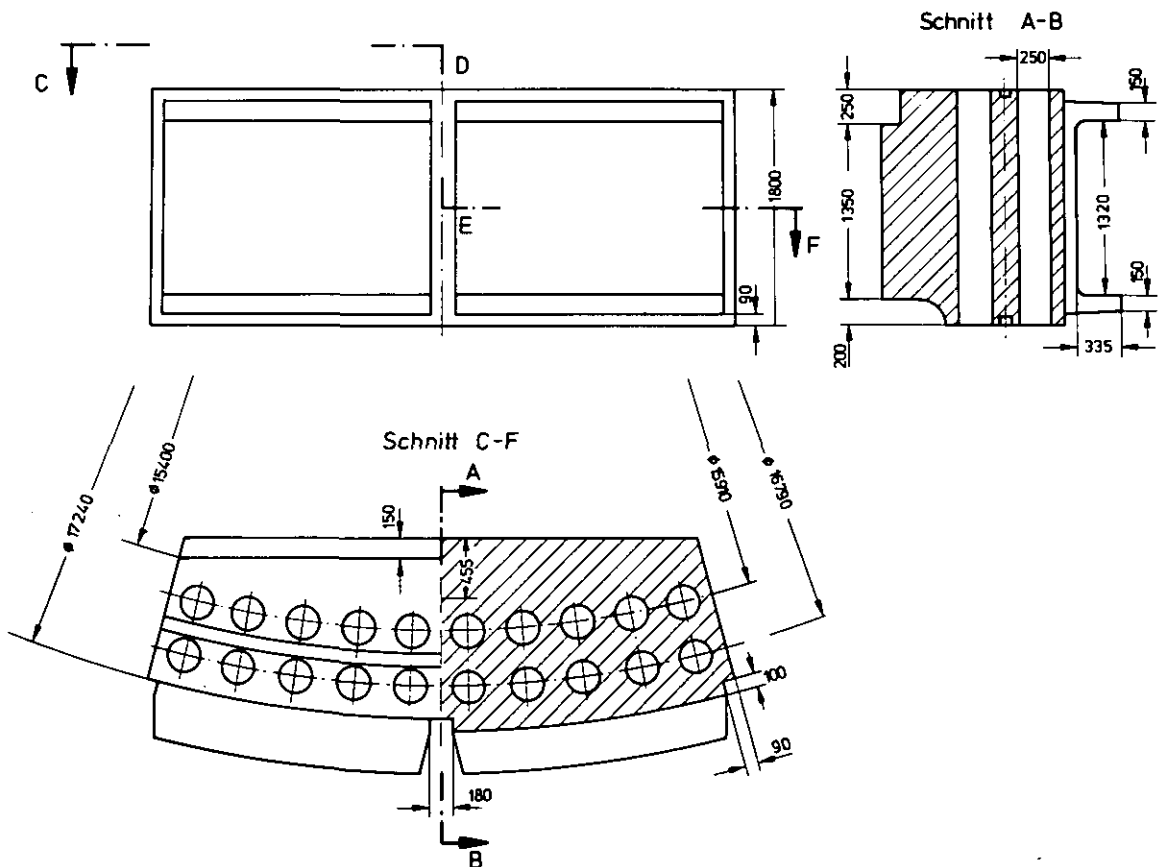


Abb. 4.40: unterer Kronenstein (Decke)

Die Kronensteine besitzen an der Innenseite angegossene und planbearbeitete Anschlußstücke, die die äußeren Vorspannkkräfte auf die Deckel übertragen. Sie sind soweit nach innen gezogen, daß auch an den Kreuzungspunkten der Stoßfugen genügend Platz für eine Dichtschweißung zur Verfügung steht.

Die radialen Stoßflächen der Kronensteine werden mit einem geringen Untermaß bearbeitet, so daß in tangentialer Richtung keine Kräfte übertragen werden können.

Hierdurch kann die äußere Vorspannkraft reduziert werden und gleichzeitig eine eindeutige Einleitung der Kraft in die Decke bei verminderten Paßschwierigkeiten gewährleistet werden.

Um die Querpressung der unteren von insgesamt 34 bzw. 35 Lagen innerhalb der zulässigen Werte zu halten, wird die Auflagefläche für die Bewicklung im Gegensatz zum Mantelbereich auf den gesamten nutzbaren Umfang erweitert, es werden nur die Dichtfugenbereiche ausgespart. Die Bearbeitung der kreisrunden Außenkontur der Auflagefläche ist mit den bereits für die Mantelblöcke vorgeschlagenen NC-Fräsmaschinen möglich.

Die unteren Kronensteine des Bodens erhalten zusätzlich an der Innenseite des Kragens angegossene Pratzen zur Lagerung des Behälters. Eine Anbringung der Pratzen am Außenumfang des Kragens scheidet aus, da einerseits der für die Horizontalbewicklung zur Verfügung stehende Platz verringert wird, was wiederum zu einer unerwünschten Erhöhung der Lagenzahl führt, und andererseits das hierdurch erzeugte Moment zusätzliche Zugbelastungen im Boden hervorruft, die durch eine Erhöhung der Wicklungszahl kompensiert werden muß.

Das Gesamtgewicht des Reaktordruckbehälters einschließlich der Verspannung, des Kühlsystems, der Coreeinbauten sowie der Brennelementfüllung beträgt etwa 19000 t. Bei einer zulässigen Flächenpressung von 122 N/mm^2 für Stahlguß kann die erforderliche Fläche von $1,53 \text{ m}^2$ leicht realisiert werden.

Es werden Pratzen mit einer Breite von 200 mm und einer mittleren Länge von 3300 mm je Segment vorgesehen, die gesamte Auflagefläche hat somit eine Größe von $7,9 \text{ m}^2$.

4.6 Die Wärmetauscher-Behälter

Die insgesamt 12 Wärmetauscher-Behälter sind ebenfalls als vorgespannte Stahlgußkonstruktionen ausgelegt. Aufgrund der im Vergleich zum Core-Behälter kleineren Abmessungen von 4,5 m Durchmesser und 17 m Höhe sind die herstellungsbedingten Schwierigkeiten wesentlich geringer.

Bei diesem Durchmesser ist es möglich, den Behältermantel aus ringförmigen Einzelsegmenten, also ohne vertikale Stoßfugen zusammenzusetzen. Die Deckel können einteilig ausgeführt werden, hierdurch können die theoretisch ermittelten Spannungen bei gleichzeitiger Senkung der Anforderungen an die Bearbeitungs-genauigkeit gewährleistet werden.

Da die Koaxialleitungen ebenso wie beim Core-Behälter durch den Boden geführt werden, kann der Behältermantel in gleiche Schüsse unterteilt werden. Es werden acht Ringsegmente (Abb. 4.41) mit jeweils einer Höhe von 1925 mm und einem Gewicht von 38 t vorgesehen. Sie sind als verrippte Hohlkonstruktion mit einer Gesamtwanddicke von 360 mm ausgelegt. Auf dem mittleren Umfang eines Ringes sind 36 Hohlräume angeordnet, die die vertikalen Verspannungselemente aufnehmen. Die Gußwandstärke beträgt 80 mm, die Rippenstärke 60 mm.

Im Gegensatz zum Hauptbehälter besitzen die Mantelsegmente keine Schersicherungen, sie sind nicht erforderlich, da jeder geschlossene Ring bei Ausfall der Horizontalverspannung in der Lage ist, die auftretenden Belastungen in Form von Zugspannungen aufzunehmen. Es werden nur jeweils Nut und Feder mit geringem Querschnitt angearbeitet, um die Montage zu erleichtern und die Ringe gegenseitig zu fixieren.

Boden und Decke der Wärmetauscherbehälter werden als einteilige Vollgußstücke hergestellt (Abb. 4.42). Sie besitzen bei einer Stärke von 600 mm und einer Kragenhöhe von 200 mm ein Gewicht von 73 bzw. 83 t.

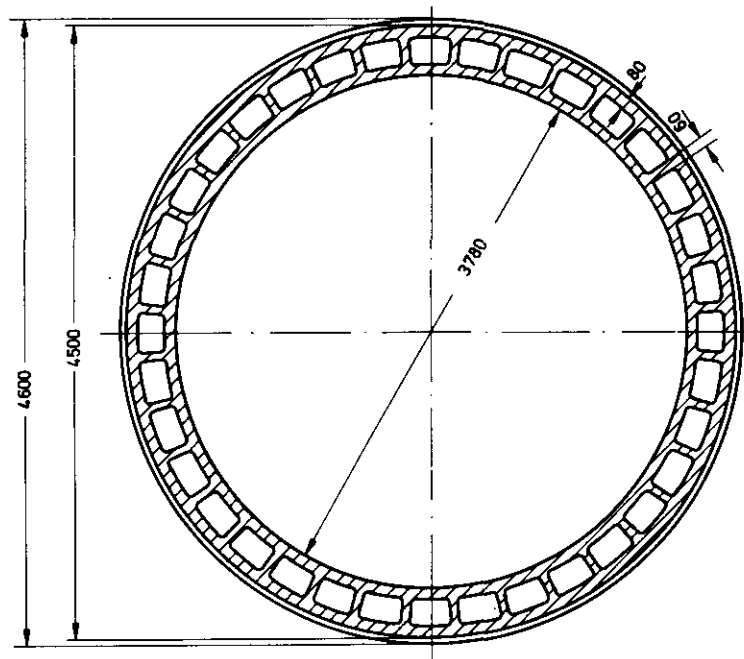
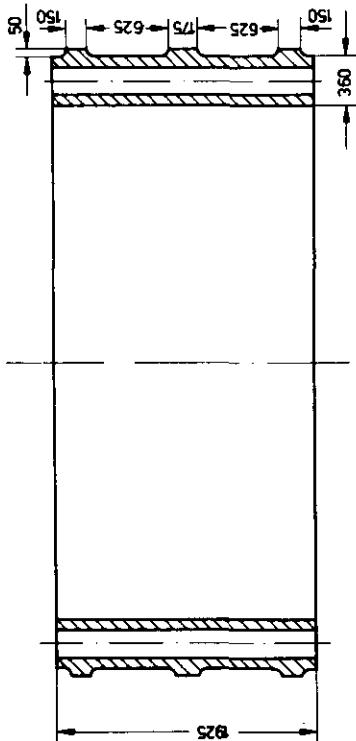


Abb. 4.41: Ringsegment des Wärmetauscherbehälters

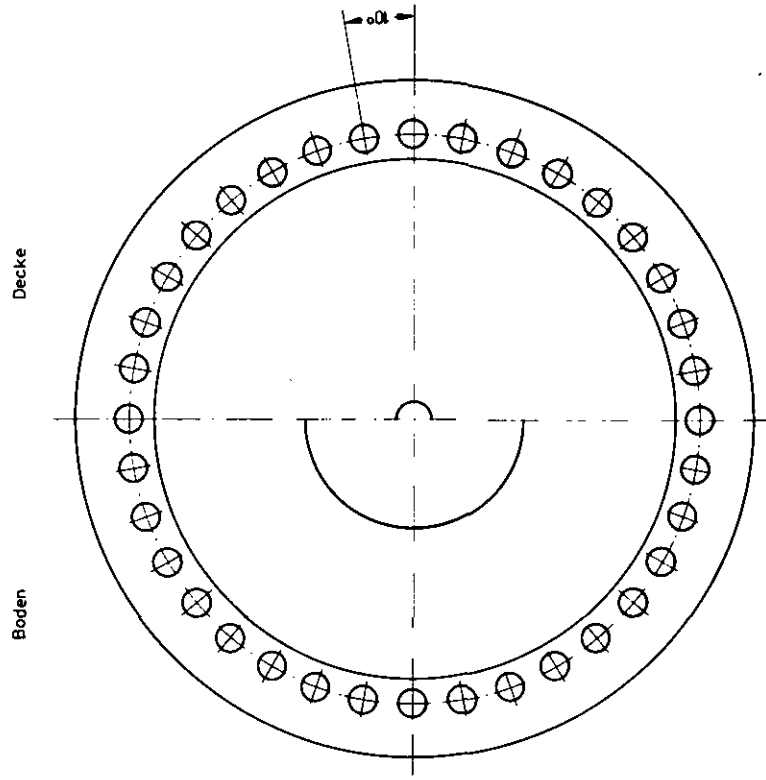
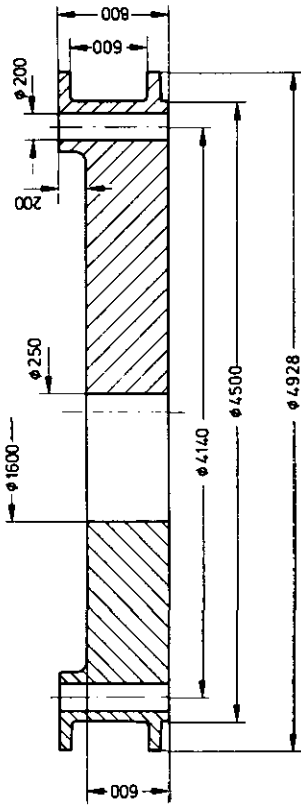


Abb. 4.42: Boden- und Deckensegment des Wärmetauscherbehälters

Zur Abdichtung gegenüber dem Heliumdruck von 40 bar werden ebenfalls Halbrohrprofile vorgeschlagen. Da keine T- oder Kreuzstöße vorhanden sind, besteht zusätzlich die Möglichkeit, O-Ringe einzusetzen (Abb. 4.43).

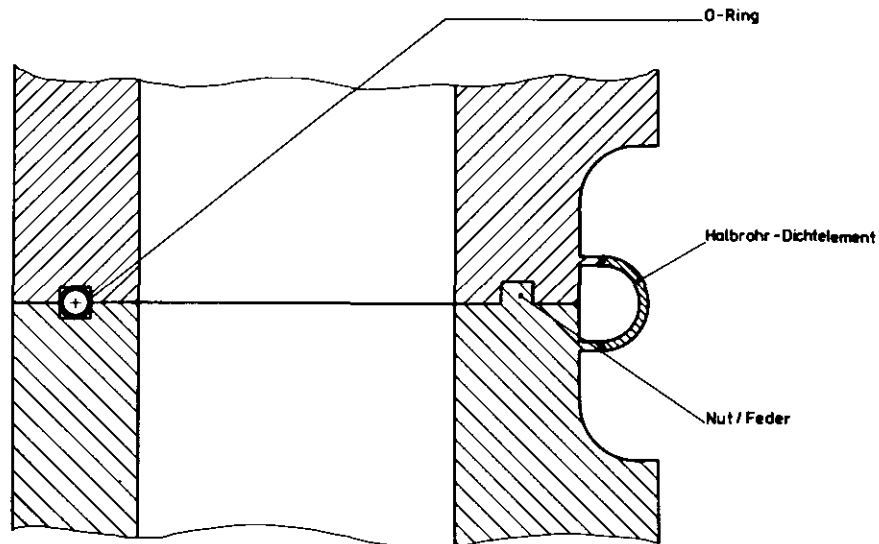


Abb. 4.43: Anordnung der Dichtungen zwischen den Wärmetauscher-Ringsegmenten

Die Verspannung erfolgt analog zum Core-Behälter. In axialer Richtung werden Kabel der Firma Suspa vom Typ 400 mit den untenstehenden Daten verwendet, sie sind ebenfalls mit einem heliumdichten und druckfesten Hüllrohr ausgestattet.

Daten des Kabels vom Typ 400

Werkstoffqualität	St 150/170
Zahl der Einzeldrähte	91
Drahtdurchmesser	7,0 mm
Bruchlast	$5,84 \cdot 10^6 \text{ N}$
zulässige Vorspannkraft	$4,12 \cdot 10^6 \text{ N}$

Bei einer dreifachen Sicherheit gegenüber Bruch bei Betriebsdruck sind 33 Kabel dieses Typs erforderlich. Es wurden 36 Kabel mit insgesamt 3276 Einzeldrähten gewählt.

Da keine vertikal verlaufenden Fugen in den einzelnen Schüssen auftreten, kann die Horizontalverspannung des Mantels und der Deckel direkt auf den äußeren Umfang gewickelt werden. Es kommen wie beim Core-Behälter 3/8"-Litzen der Qualität St 160/180 zur Anwendung.

Verspannung des Mantels

Zahl der Wicklungen je Schuß	570	
bewickelbare Höhe je Schuß	1250	mm
Wicklungen je Lage	134,4	
Zahl der Lagen	5	(4,24)

Verspannung der Deckel

Zahl der Wicklungen je Deckel	1474	
bewickelbare Deckelhöhe	600	mm
Wicklungen je Lage	64,5	
Zahl der Lagen	23	(22,85)
Abstand der resultierenden Kraft von der Deckelmittenebene	100	mm

Die Kühlung der Dampferzeugerbehälter erfolgt durch Rohre (u. U. Vierkant-Profile), die wendelförmig an der Innenseite der Ringsegmente aufgeschweißt sind. Die zu kühlende Oberfläche wird in mehrere voneinander unabhängige Systeme aufgeteilt. Zusätzlich wird eine ca. 100 mm starke Faserisolierung installiert, die durch ein Hüllblech abgedeckt wird (Abb. 4.44).

Die mechanische Bearbeitung der Ringsegmente und der Deckel wird auf einer Senkrechtdrehmaschine durchgeführt. Die Ringsegmente werden allseitig bearbeitet, die Deckel nur im Bereich der Stoßflächen und der Flansche für Koaxialleitungen und Gebläseantriebe sowie am äußeren Umfang.

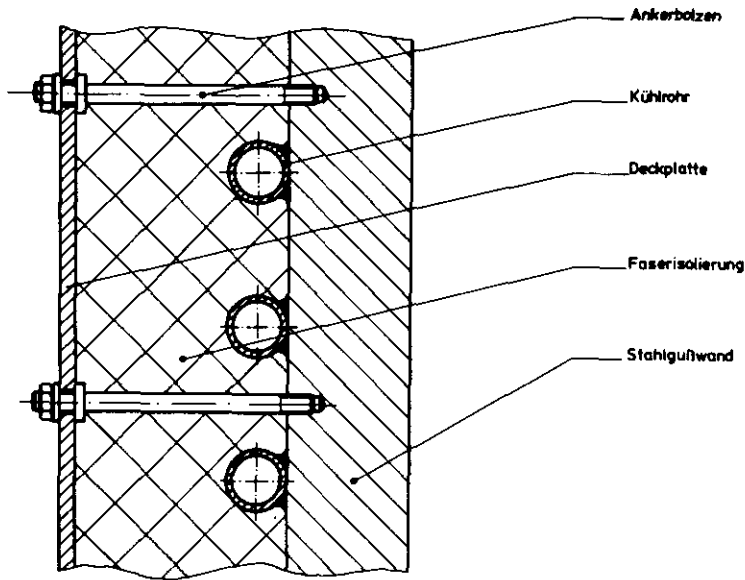


Abb. 4.44: Kühlung und Isolierung der Wärmetauscher-Segmente

Die erreichbare Bearbeitungsgenauigkeit für die Stoßflächen der Segmente von etwa 0,05 mm /25/ liegt unterhalb der Werte für die Verformungen (Abb. 4.45). Die Innenflächen der Ringsegmente, auf die die Kühlrohre geschweißt werden, und die Außenflächen, die die Horizontalverspannung aufnehmen, stellen keine Ansprüche an die Bearbeitungsgenauigkeit, die Flächen müssen nur frei von Unebenheiten sein, d. h. geschruppt werden.

		Behälter		Spannkabel	
		Kraft [N]	Quetschung [mm]	Kraft [N]	Längung [mm]
axial	Vorspannung	$8,633 \cdot 10^7$	2,98	$8,633 \cdot 10^7$	57,80
	Betrieb	$2,878 \cdot 10^7$	0,99	$8,930 \cdot 10^7$	59,79
		$c_{Ba} = 2,899 \cdot 10^7 \text{ N/mm}$		$c_{Spa} = 1,49 \cdot 10^6 \text{ N/mm}$	
horizontal $h = 1,0 \text{ m}$	Vorspannung	$1,283 \cdot 10^7$	3,24	$1,283 \cdot 10^7$	57,60
	Betrieb	$4,278 \cdot 10^6$	1,08	$1,331 \cdot 10^7$	59,80
		$c_{Bh} = 3,961 \cdot 10^6 \text{ N/mm}$		$c_{Sph} = 2,208 \cdot 10^5 \text{ N/mm}$	

Abb. 4.45: Kräfte und Verformungen des Behälters und der Spannkabel

4.7 Zusammenfassung der wichtigsten Behälterdaten

Core- und Wärmetauscher-Behälter sind als stehende Zylinder mit ebenen Abschlußdeckeln ausgelegt. Bei einem Außendurchmesser von 17,44 m (incl. der Auflageflächen für die Horizontalverspannung) besitzt der Core-Behälter eine Außenhöhe von 22 m. Die zwölf Dampferzeuger-Behälter mit einem Außendurchmesser von 4,5 m und einer Außenhöhe von 17 m sind auf einem Teilkreis von 28 m Durchmesser angeordnet. Der Abstand von 3 m zum Core-Behälter wurde vorgesehen, um einen genügend breiten Arbeitsraum für die Wickelmaschine zu erhalten.

Die Gasführung zwischen Core und Dampferzeugern erfolgt über U-förmige Koaxialleitungen, deren Anschlüsse sich im Bodenbereich der Behälter befinden. Hierdurch ist es möglich, alle Behälter auf demselben Fundamentniveau zu installieren.

Die wichtigsten Abmessungen und Gewichte des Behälterkonzeptes sind der folgenden Aufstellung zu entnehmen:

a) Abmessungen

Core-Behälter

Kavernendurchmesser		15400 mm
Kavernenhöhe		14000 mm
Außendurchmesser (incl. Auflageflächen)		17440 mm
Außenhöhe		22000 mm
Wandstärke im Mantelbereich (Vollguß)		950 mm
Deckelstärke (Hohlguß)		3200 mm
Deckplattenstärke		250 mm
Rippenstärke		200 mm
Kühlplattenstärke (Mantel)		180 mm
Kühlplattenstärke (Deckel)		255 mm
Abschaltstabböhrungen	(187 Stück)	350 mm
Kugelzugaben	(45 ")	80 mm
Ausbauöffnungen	(6 ")	1600 mm
Kugelabzüge	(7 ")	1000 mm
Koaxialleitungsanschlüsse	(12 ")	1600 mm
Spannkabelkanäle	(240 ")	250 mm

Wärmetauscher-Behälter

Kavernendurchmesser		3780 mm
Kavernenhöhe		15400 mm
Außendurchmesser		4500 mm
Außenhöhe		17000 mm
Wanddicke im Mantelbereich (Hohlguß)		360 mm
Gußwandstärke		80 mm
Rippenstärke		60 mm
Deckelstärke (Vollguß)		600 mm
Stärke der Isolierung (incl. Kühlsystem)		100 mm
Koaxialleitungsanschluß		1600 mm
Gebälseantriebsdurchführung		250 mm
Spannkabelbohrungen	(36 Stück)	200 mm

b) Gewichte

Core-Behälter

Mantelsegmente	(96 Stück)	43 t
Kronensteine (außen)	(24 ")	80 t
Kronensteine (innen)	(24 ")	68 t
Zentralstein (Boden)	(1 ")	182 t
Zentralstein (Decke)	(1 ")	156 t
Kreisringsegmente (Boden)	(2 ")	102 t
Kreisringsegmente (Decke)	(2 ")	96 t
Trapezsegmente	(24 ")	<u>117 t</u>
Summe		11222 t

Wärmetauscher-Behälter

Mantelsegmente	(96 Stück)	38 t
Böden	(12 ")	73 t
Decken	(12 ")	<u>83 t</u>
Summe		5520 t

Gesamtgewicht 16742 t

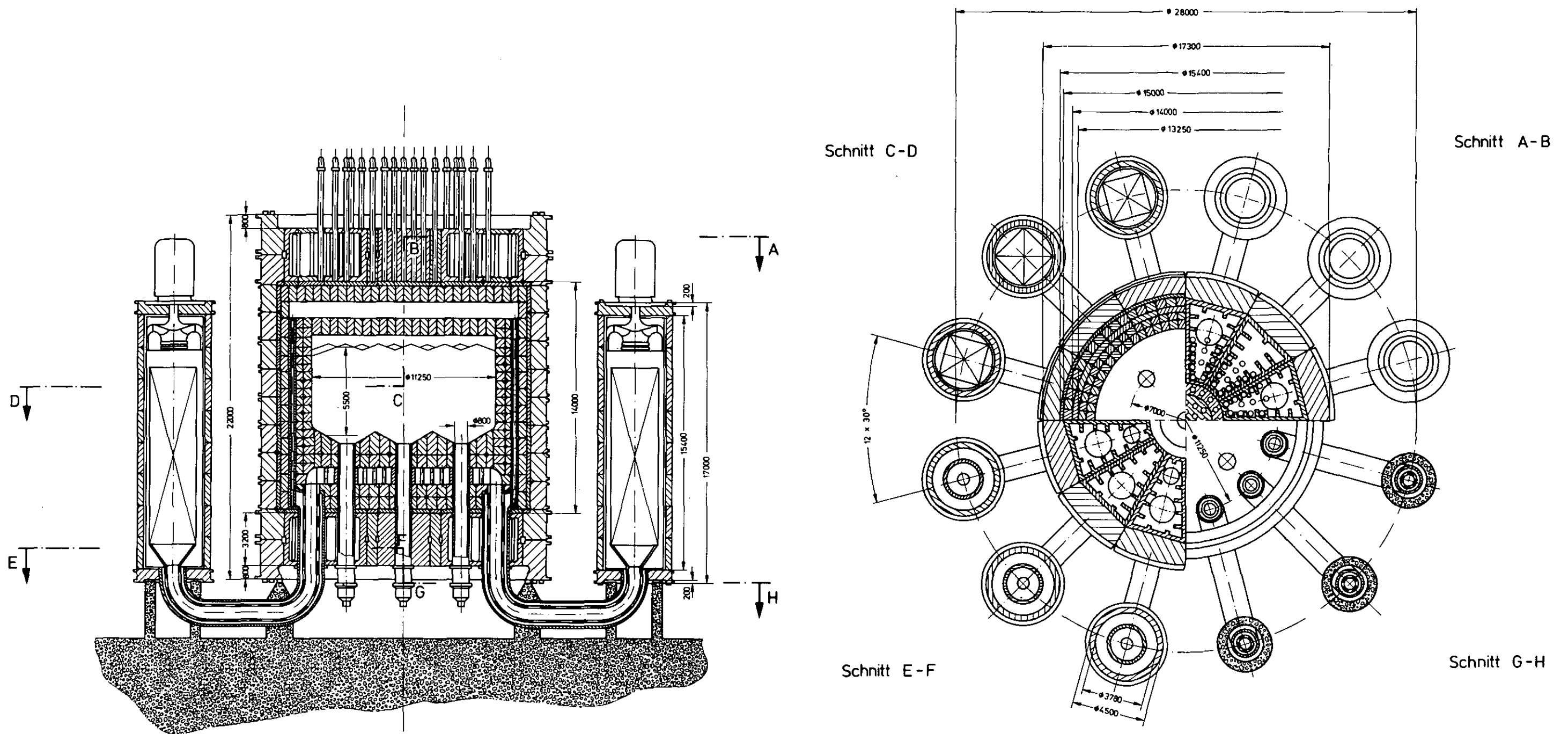


Abb. 4.46: Übersichtszeichnung Reaktoranlage

5. FERTIGUNGS- UND MONTAGEABLAUF

Der in Abb. 5.1 dargestellte Herstellungs- und Montageplan zeigt, daß der Behälter bei gut organisiertem Ablauf und bei Ausnutzung der Parallelarbeitsmöglichkeiten innerhalb eines Zeitraumes von zwei Jahren gefertigt und errichtet werden kann.

Es wird unterstellt, daß der Core-Behälter mit ca. 11000 t und die Dampferzeuger-Behälter mit 5500 t in mindestens zwei verschiedenen Werken hergestellt werden. Bei einer freien Gießkapazität von 1100 t/Monat bzw. für die DE-Behälter 900 t/Monat kann ein Zeitaufwand von etwa 11 bzw. 9 Monaten für Einformen, Gießen, Rohgußprüfung und Glühbehandlung zugrunde gelegt werden.

Für die wichtigsten und terminbestimmenden Bearbeitungsvorgänge der Einzelsegmente werden folgende Zeiten veranschlagt:

a) Core-Behälter

Kernbohren

Mantelblöcke	2100 h
Kronensteine	1300 h
Deckenkreissegment	35 h
Deckenkreisringsegment	<u>35 h</u>
Summe	3470 h

Fräsen

Mantelblöcke	1800 h
Kronensteine	900 h
Trapezsegmente	<u>1200 h</u>
Summe	3900 h

Drehen

Kreissegmente	160 h
Kreisringsegmente	<u>260 h</u>
Summe	420 h

b) Wärmetauscher-Behälter

Drehen

Mantelringe	4800 h
Deckel	<u>500 h</u>
Summe	5300 h

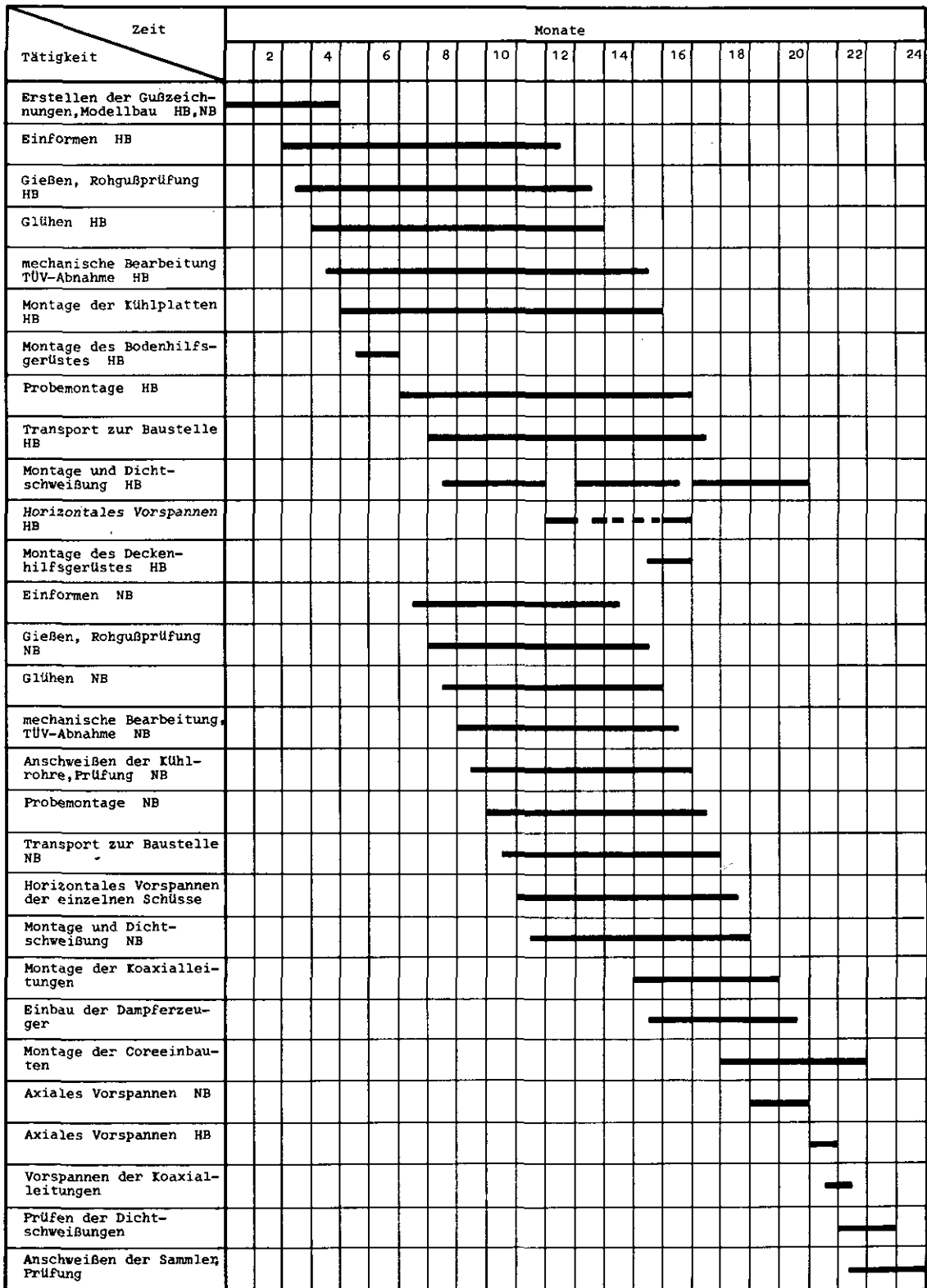
<u>Bohren der Deckel</u>	450 h
--------------------------	-------

Um die mechanische Bearbeitung der Segmente des Core-Behälters im Hinblick auf eine möglichst geringe Kapitalbindungsdauer innerhalb eines Zeitraumes von neun Monaten abschließen zu können, muß eine Fräsmaschine im dreischichtigen Betrieb eingesetzt werden, eine weitere wird nur kurzfristig in Anspruch genommen. Zur Herstellung der Spannkabel- und Abschaltstabböhrungen reicht eine Tieflochbohrmaschine (BTA-Verfahren) bei ebenfalls dreischichtigem Betrieb aus. Für die Drehbearbeitung der Ringe und Deckel der Wärmetauscher-Behälter werden bei einer Gesamtbearbeitungsdauer von etwa sieben Monaten zwei Maschinen dreischichtig belegt. Es wurde davon ausgegangen, daß die Zahl der jährlichen Nutzungsstunden je Maschine und Schicht 1600 h beträgt.

Nach der Ultraschall-Prüfung und Abnahme durch den TÜV erfolgt die Anbringung der Kühlsysteme und die Probemontage einzelner Behälterabschnitte, um auftretende Paßschwierigkeiten und Fehler rechtzeitig erkennen und abstellen zu können.

Der Transport zur Baustelle erfolgt auf Tiefladern oder mit der Bahn. Beim Straßentransport ist lediglich für die Segmente der WT-Behälter und der Zentralsteine des Core-Behälters wegen der Überbreite eine Sondergenehmigung erforderlich.

Für die Montage des Bodens und der Decke des Core-Behälters werden spezielle Stützgerüste verwendet, die eine genaue Positionierung und horizontale Ausrichtung der Segmente erlauben.



HB = Hauptbehälter, NB = Nebenbehälter

Abb. 5.1: Herstellungs- und Montageplan

Vor dem eigentlichen Vorspannen werden Boden und Decke sowie die aus jeweils zwölf Blöcken zusammengesetzten Mantelringe durch ein hydraulisches Hilfsspannsystem so gespannt, daß das Spiel in den Stoßfugen beseitigt wird und beim endgültigen Vorspannen keine Setzungen sondern nur noch elastische Verformungen auftreten können.

Erst nach dem Dichtschweißen der vertikalen Stoßfugen mit einer anschließenden ersten Prüfung erfolgt die Bewicklung der einzelnen Schüsse in drei Stufen, die letzte Stufe wird gewickelt, wenn der gesamte Mantel zusammengesetzt ist.

Vor dem Beginn der Deckenmontage müssen die Teile der Coreeinbauten in den Behälter eingebracht werden, deren Abmessungen größer als die in der Decke vorgesehenen Ausbauöffnungen mit einem Durchmesser von 1,6 m sind, dazu gehören unter anderem die metallischen Segmente des thermischen Schildes.

Nach dem Vorspannen wird die Decke mit Hilfe von hydraulischen Pressen von dem Stützgerüst auf den Behältermantel abgesenkt. Darauf folgt die Verschweißung der waagerechten Stoßfugen und die axiale Verspannung des Behälters ebenfalls in drei Stufen.

Die Montage der DE-Behälter erfolgt parallel zu den Arbeiten am Core-Behälter. Die Ringe und Deckel werden bereits vorher neben der Baustelle bewickelt. Nach dem Anschweißen der Dichtelemente und dem Einbau der Dampferzeuger werden die oberen Deckel montiert und in axialer Richtung vorgespannt.

Auf die Montage und das Vorspannen der Koaxialleitungen folgt eine Prüfung aller Dichtnähte und das Anschweißen sowie die Prüfung der Versorgungsleitungen und Sammler des Kühlsystems.

6. INSPEKTION UND WIEDERHOLUNGSPRÜFUNG

Da die Abdichtung des Primärkreises an der Außenseite der Behälter erfolgt, ist eine laufende Kontrolle der Dichtelemente während des Reaktorbetriebes möglich. Leckstellen können frühzeitig erkannt und damit das Auftreten von größeren Mengen mit aktivierten Partikeln verunreinigten Heliums verhindert werden.

Bei entsprechenden Schutzmaßnahmen (zusätzliche mobile Abschirmwand geringer Dicke) können sowohl Sichtkontrollen der Dichtelemente und der Horizontalverspannung als auch Heliumleckagetests selbst in Höhe der aktivsten Core-Zone durchgeführt werden.

In den horizontalen Dichtfugenbereichen, in denen die abschirmende Wirkung der Spannlitzen fehlt, können leicht demontierbare Abschirmplatten angebracht werden, die zur Prüfung der Halbrohrdichtungen abgenommen werden.

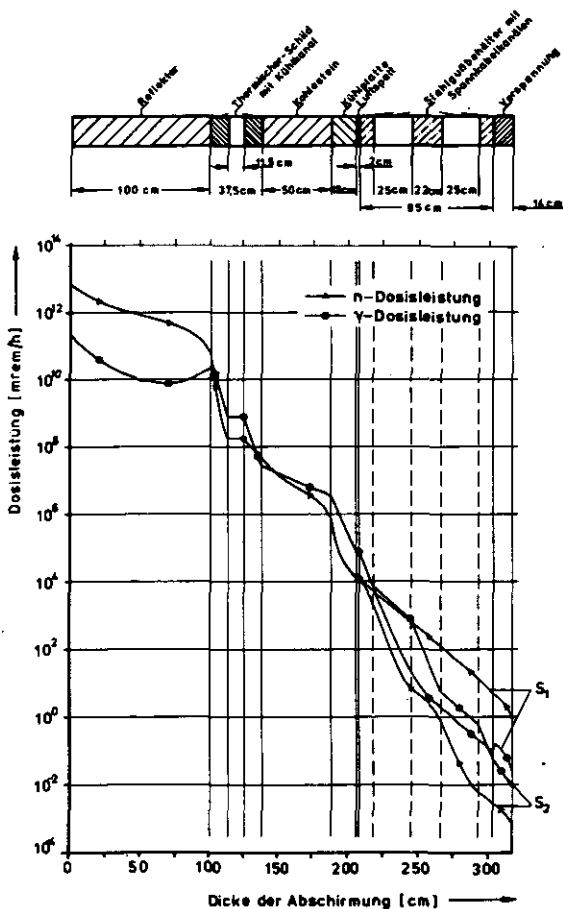


Abb. 6.1: Dosisleistung im Mantelbereich /15/

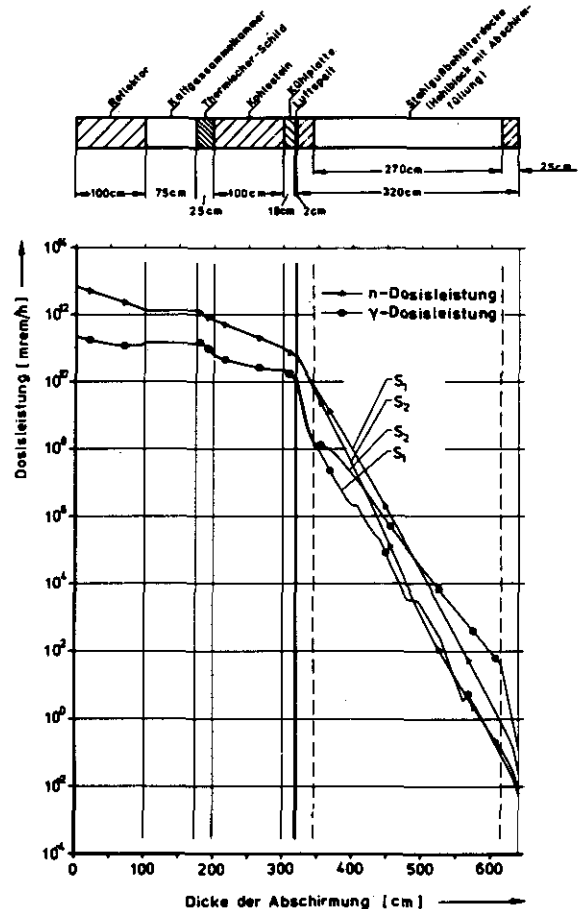


Abb. 6.2: Dosisleistung im Deckenbereich /15/

Im Bereich der Horizontalverspannung sowie der gesamten Behälterdecke kann nach Abb. 6.1 und 6.2 auf zusätzliche Abschirmmaßnahmen verzichtet werden, da hier die Dosisleistung weit unterhalb des zulässigen Grenzwertes für beruflich strahlenexponierte Personen von 2,5 mrem/h liegt.

Eine visuelle Prüfung der axialen Spannkabel während des Betriebes ist nicht möglich, sie werden jedoch ebenso wie die Horizontalspannelemente zum Teil als Meßkabel ausgeführt, die jederzeit eine Veränderung des Spannungszustandes erkennen lassen.

Der Wiederholungsprüfung mittels Ultraschallverfahren kommt bei dem vorgespannten Behälterkonzept eine geringere Bedeutung zu als bei den bisher ausgeführten Druckgefäßen für Leichtwasserreaktoren, da einerseits die gefährdeten Bauteile ständig überwacht werden und andererseits die Gefahr der Rißfortpflanzung wegen der Aufteilung der Zugbelastung auf eine Vielzahl von unabhängigen Einheiten ausgeschaltet ist.

Es ist denkbar, die Zeitabstände, in denen eine Wiederholungsprüfung durchgeführt wird, auf etwa zehn Jahre auszudehnen. Dies wirkt sich in Verbindung mit der kontinuierlichen Beschikung des Reaktors positiv auf die Verfügbarkeit des Kraftwerkes aus.

Die Prüfung beschränkt sich im wesentlichen auf die Spannsysteme und die Schweißnähte der Dichtelemente, auf eine Prüfung des auf Druck beanspruchten Gußkörpers kann verzichtet werden.

Um die Spannsysteme prüfen zu können, müssen diese demontiert werden. Im Gegensatz zu den Axialkabeln, die sich einfach ausbauen lassen, erfordert die Prüfung der Horizontalverspannung einen hohen Aufwand, da sie abgewickelt werden muß. Im Boden- und Deckenbereich müssen die Segmente zusätzlich durch Hilfsgerüste in ihrer Lage fixiert werden, um unzulässige Verschiebungen infolge der Belastung durch Eigengewicht und die Core-Einbauten zu vermeiden.

Eine Gefährdung der Dichtelemente ist nicht zu erwarten, da sie über ein ausgeprägtes Dehnungsvermögen verfügen, sie sollten dennoch, nachdem der Behälter wieder unter Vorspannung steht, einer eingehenden Prüfung unterzogen werden.

Da die horizontalen Dichtelemente frei zugänglich sind, erfordert deren Prüfung keine besonderen Maßnahmen. Zur Prüfung der vertikalen Schweißnähte, die zu einem großen Teil durch die Ringverspannung verdeckt sind, kann ein Manipulator verwendet werden, an dessen Ausleger die entsprechenden Prüfknöpfe angebracht sind. Die Mantelsegmente besitzen jeweils in der Mitte eine vertikale Aussparung, so daß der Ausleger in einem Arbeitsgang die gesamte Behälterhöhe abfahren und alle übereinanderliegenden senkrechten Dichtnähte prüfen kann.

7. REPARIERBARKEIT UND DEMONTIERBARKEIT

7.1 Reparierbarkeit

Die Komponenten des Behälters, an denen Schäden während des Betriebes auftreten können, sind die Dichtelemente, die Verspannung und das Kühlsystem, Schäden am Gußkörper sind unwahrscheinlich.

Während Reparaturen der Dichtungen und der Spannkabel ähnlich wie deren Prüfung relativ einfach durchgeführt werden können, ist zur Behebung von Schäden am Kühlsystem ein erheblicher Aufwand erforderlich.

Aufgrund der Aufteilung der Innenfläche des Behälters in eine Vielzahl von kleinen voneinander unabhängigen Kühlzonen mit jeweils doppeltem Kühlsystem verliert der Ausfall eines dieser Systeme an Bedeutung. Wie Rechnungen gezeigt haben /8/, kann der Reaktor, selbst wenn beide Systeme einer Kühlplatte ausfallen, weiterbetrieben werden, ohne daß eine unzulässige Erwärmung der Behälterwand und der Spannkabel auftritt. Eine Reparatur wird erst erforderlich, wenn Schäden in mehreren benachbarten Kühlzonen vorliegen.

Zum Ausbau eines Mantelsegmentes mit den daran befestigten Kühlplatten muß zunächst die gesamte Verspannung, die auf den Block wirkt, entfernt werden, d. h., es müssen 20 Axialkabel mit ihren Hüllrohren und die Ringverspannung des entsprechenden Schusses demontiert werden. Außerdem müssen die Vertikalspannkabel in den benachbarten Blöcken entspannt werden.

Da jedes Segment durch die Scherleisten formschlüssig mit den darüber- und darunterliegenden Blöcken in einem Verbund steht, ist es nicht möglich, ein Segment als Ganzes auszubauen, es muß durch Brennschneiden oder auf mechanischem Wege in mehrere Stücke zerlegt werden.

Der Ersatzblock, der komplett vorgefertigt und mit zwei Kühlplatten ausgestattet bereitstehen sollte, weist eine geringfügig modifizierte Form auf. Die Paßfedernuten besitzen gegenüber dem Normalblock die doppelte Tiefe, zusätzlich sind Aussparungen ausgearbeitet, in die ein Exzenter eingebaut ist (Abb. 7.1).

Vor dem Einbau des Blockes werden die Exzenter so eingestellt, daß die Paßfedern bündig mit der Ober- bzw. Unterkante des Segmentes abschließen. Wenn der Block seine endgültige Lage erreicht hat, werden die Exzenter gedreht, so daß sich die Paßfedern in die Nuten der darüber- und darunterliegenden Segmente schieben. Anschließend wird die Durchführung der Exzenterwelle durch einen Gewindestopfen verschlossen und dichtgeschweißt.

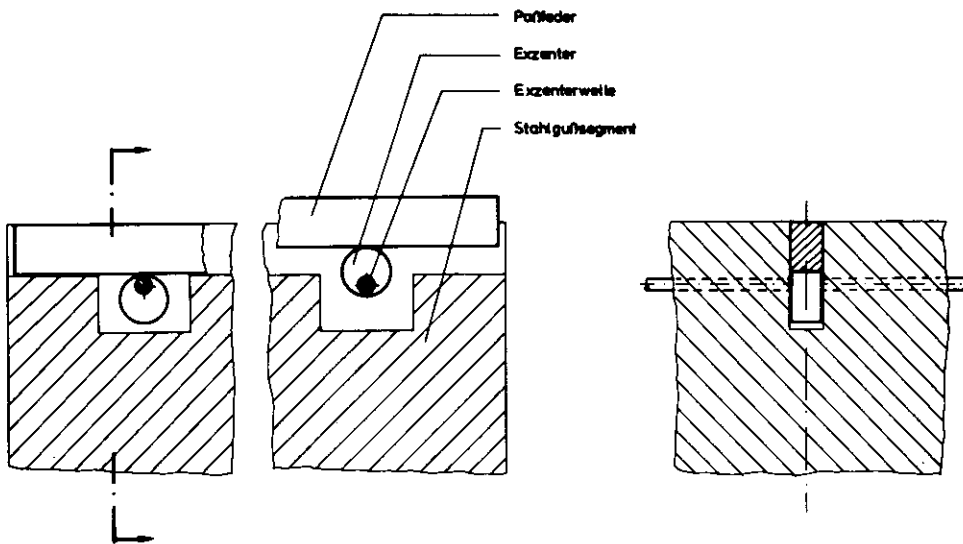


Abb. 7.1: Exzenteranordnung im Sonderblock

Im Vergleich zum zylindrischen Behälterteil ist der Austausch eines Blockes im Boden- und Deckenbereich wesentlich schwieriger, da der gesamte Verband durch Lösen der Horizontalverspannung seinen Zusammenhalt verliert. Im Falle einer Reparatur ist eine Abstützung der Boden- bzw. Deckensegmente durch ein Hilfsgerüst erforderlich.

Um den erhöhten Aufwand zu vermeiden bzw. einzuschränken, ist es sinnvoll, in diesen Bereichen die Kühlung dreifach auszulegen. Aufgrund der Hohlbauweise der Trapezsegmente ist dies leicht möglich, da bei Ausfall der Plattenkühlung der gesamte Hohlraum innerhalb eines Blockes mit Wasser geflutet werden kann.

Sollte die Plattenkühlung im Bereich der zentralen Kreis- oder Kreisringsegmente, die als Vollgußbauteile ausgelegt sind, versagen, so kann die Kühlleistung in den Rohrwendeln der Absorberstabskühlung durch Erhöhung des Wasserdurchflusses entsprechend gesteigert werden.

Es muß darauf hingewiesen werden, daß der Ausfall der Kühlung im Bereich der Deckel eine geringere Gefährdung darstellt als im Zylindermantel, da hier keine temperaturempfindlichen Spannkabel angeordnet sind. Ungünstig wirkt sich aber der Einfluß der thermischen Dehnungen auf die Spannungsverteilung aus.

7.2 Demontierbarkeit

Die Demontierbarkeit von kerntechnischen Anlagen sollte bereits bei der Planung und Auslegung der Komponenten berücksichtigt werden, zumal die Wahl geeigneter Standorte mit dem steigenden Bedarf an Kernkraftwerken immer schwieriger wird. Bei Erhaltung des Standortes besteht die Möglichkeit, die gesamte bestehende Infrastruktur auszunutzen, das Genehmigungsverfahren kann u. U. verkürzt werden.

Die bei der Behälterdemontage zu treffenden Strahlenschutzmaßnahmen richten sich gegen den Kontakt mit den Oberflächen der Gußblöcke, die durch in der Reaktoranlage aktivierte Partikel bzw. durch Spaltprodukte kontaminiert sind und gegen die von den Segmenten infolge der Aktivierung des Stahlgusses ausgehende Strahlung.

Setzt man voraus, daß die Oberflächen der Blöcke keinen Helium-Bypass-Strömungen ausgesetzt sind (dies muß bei der vorliegenden Anordnung angenommen werden), so kann die zu erwartende Dosisleistung infolge plate out vernachlässigt werden. /26/

Die Dosisleistung infolge der Stahlgußaktivierung ist ebenfalls gering. Nach einer Bestrahlungsdauer von 30 Jahren beträgt sie weniger als 1,5 mrem/h /15/, sie liegt damit unterhalb der zulässigen Grenze für beruflich strahlenexponierte Personen.

In mechanischer Hinsicht sind bei der Behälterdemontage im Gegensatz zu Spannbeton-Druckgefäßen bedingt durch die segmentierte Bauweise keine Schwierigkeiten zu erwarten. Der Abbruch erfolgt in umgekehrter Reihenfolge wie der Aufbau. Für den Boden- und Deckenbereich des Core-Behälters sind wie bei der Errichtung Hilfsgerüste erforderlich. Die Zerlegung in die einzelnen Segmente ist einfach, da nur der geringe Querschnitt der Dichtelemente mechanisch oder durch Brennschneiden getrennt werden muß.

Ein Einschmelzen der Segmente und die Wiederverwendung des eingesetzten Stahlgusses ist möglich. Es wäre auch denkbar, die Blöcke zum Bau eines neuen Reaktordruckgefäßes zu benutzen, es ist jedoch anzunehmen, daß das entwickelte Konzept nach einer planmäßigen Betriebsdauer von mehr als 30 Jahren technisch überholt sein wird.

8. KOSTENVERGLEICH ZWISCHEN SPANNBETON-, GRAUGUSS- und STAHLGUSSDRUCKBEHÄLTER

Der folgende Abschnitt umfaßt einen Vergleich der Kosten für den vorgeschlagenen Stahlgußbehälter mit den Kosten für die Spannbeton- und Graugußbehälterkonzepte, die von HRB im Rahmen des HTR-K Projektes für einen Zweikreis-Stromerzeuger mit einer thermischen Leistung von 3000 MW erarbeitet wurden (Abb. 8.1).

Im Gegensatz zum VSGD sind SBB und VGD für einen Primärkreisdruck von 55 bar ausgelegt. Beide Konzepte besitzen jeweils sechs Loops mit je 500 MW sowie vier Nachwärmeabfuhrsysteme, der VSGD dagegen zwölf Loops mit je 250 MW, auf gesonderte NWA-Systeme wurde verzichtet.

Der SBB in Pod-Boiler-Bauweise ist mit einem kalten Liner ausgerüstet, er hat einen Durchmesser von ca. 35 m und eine Höhe von 34 m. Der VGD ist in Satelliten-Bauweise mit einer Tragplatte für die Dampferzeuger und NWA ausgeführt. Er besitzt einen heißen Liner, die Isolierung beschränkt sich auf die vertikalen Spannkabelkanäle und die Behälteroberfläche. Zur Überwachung und Reparatur des Liners ist ein 600 mm breiter Spalt vorgesehen. Um trotz der Hohlgußbauweise des Behältermantels eine genügende Abschirmwirkung zu erzielen, sind die Graphiteinbauten und der Thermische Schild gegenüber dem SBB verstärkt. Dies erfordert in Verbindung mit dem Reparaturspalt eine Vergrößerung der Behälterkaverne auf 16,9 m. Damit ergibt sich ein Außendurchmesser für den Core-Behälter von 20 m bei einer Höhe von 25 m. /27/

In den Kostenvergleich wurden nur die Komponenten und Baugruppen aufgenommen, die für die einzelnen Konzepte Unterschiede aufweisen, Ingenieurleistungen und andere indirekte Leistungen wurden als gleichwertig unterstellt.

Als Kostenbasis wurde 'Anfang 1977' zugrunde gelegt. Die Kosten wurden mit Hilfe von Mengengerüsten und spezifischen Preisen ermittelt, die auf Herstellerangaben bzw. Schätzungen, die von THTR-Erfahrungswerten abgeleitet wurden, beruhen.

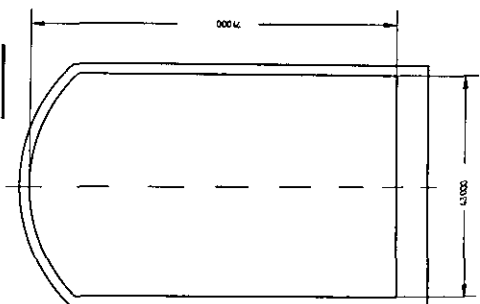
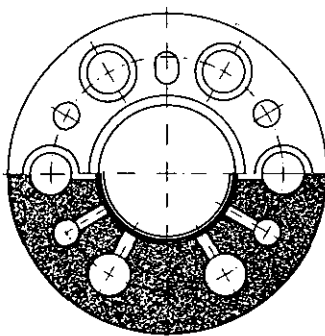
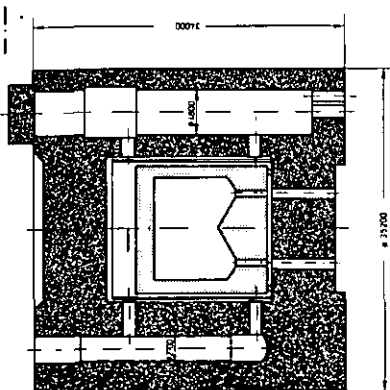
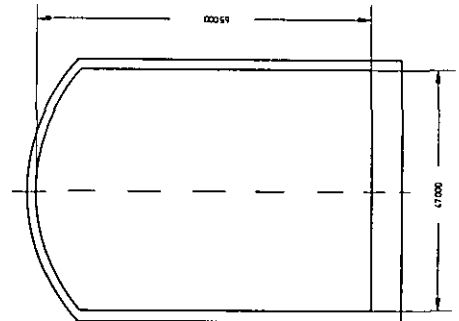
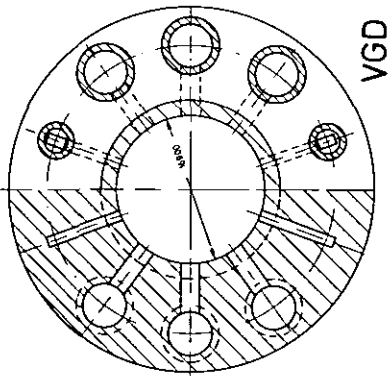
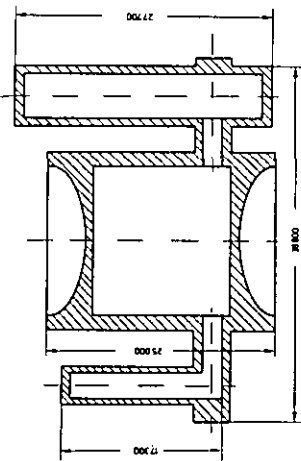
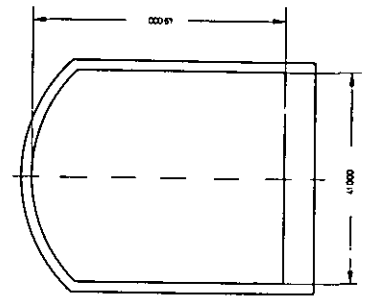
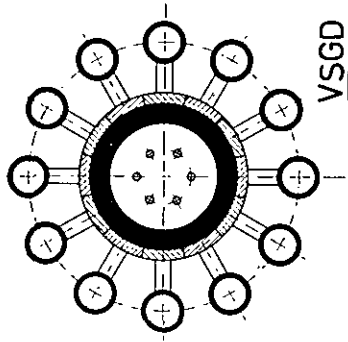
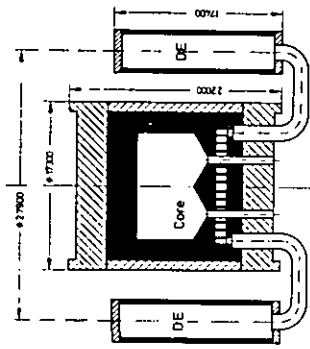


Abb. 8.1: Vergleich der Behälter- und Containmentabmessungen für SBB, VGD und VSGB

Unter Berücksichtigung der konzeptbedingten Folgekosten für die koaxiale Gasführung, die Änderung der Core-Einbauten und das Reaktorschutzgebäude kann der Stahlgußbehälter trotz der gegenüber Grauguß erheblich höher angesetzten Gußkosten durchaus mit SBB und VGD als wirtschaftlich gleichwertig bezeichnet werden (Abb. 8.5).

Selbst bei einem unvorhergesehenen Kostenanstieg der Gußkomponenten läßt sich der höhere Aufwand aufgrund der durch das außenliegende Lining bedingten Verbesserung der Inspizier- und Reparierbarkeit rechtfertigen.

SBB	Menge	spez. Kosten	Kosten (Mio DM)
Beton + Schlauff- stahl	25500 m ³	1000 DM/m ³	25,5
Verspannung	4350 t	8000 DM/t	34,8
Liner + Kühlung	5250 m ²	11000 DM/m ²	57,8
Isolierung	4500 m ²	10000 DM/m ²	45,0
Behälterab- schlüsse			12,0
Durchführungen			30,0
Summe			205,1

Abb. 8.2: Kostenübersicht SBB

VGD	Menge	spez. Kosten	Kosten (Mio DM)
Gußteile	19300 t	3000 DM/t	57,9
Verspannung	3790 t	8000 DM/t	30,3
Liner	4300 m ²	4000 DM/m ²	17,2
Isolierung (Ka- belkanäle)			8,0
Isol. (Oberfläche)	6800 m ²	550 DM/m ²	3,7
Behälterab- schlüsse			10,0
Durchführungen			23,0
Summe			150,1

Abb. 8.3: Kostenübersicht VGD

VSGD	Menge	spez. Kosten	Kosten (Mio DM)
Stahlguß	16740 t	7000 DM/t	117,2
Verspannung	2100 t	8000 DM/t	16,8
Dichtsystem	2600 m	2000 DM/m	5,2
Kühlung + Isol.	3310 m ²	10000 DM/m ²	33,1
Durchführungen			9,5
Summe			181,8

Abb. 8.4: Kostenübersicht VSGD

	SBB	VGD	VSGD
1. Druckkörper	25,5	57,9	117,2
2. Verspannung	34,8	30,3	16,8
3. Lining		17,2	5,2
4. Kühlung	57,8		33,1
5. Isolierung	45,0	11,7	
6. Behälterab- schlüsse	12,0	10,0	in (1) enth.
7. Durchführungen	30,0	23,0	9,5
8. Mehraufwand für:			
a) Core-Einbauten	-	11,7	-
b) coax. Gasführ.	-	7,5	20,3
c) Containment	23,0	28,9	-
Vergleichskosten	228,1	198,2	202,1

Abb. 8.5: Kostenvergleich SBB, VGD und VSGD

9. ZUSAMMENFASSUNG

Der aus Segmenten aufgebaute vorgespannte Stahlgußbehälter stellt eine Alternative zu den derzeit üblichen Spannbetondruckgefäßen für Hochtemperatur-Reaktoren dar. Der entscheidende Unterschied besteht in dem Ersatz des innenliegenden Liners durch ein äußeres Dichtsystem.

In der vorliegenden Arbeit werden verschiedene Stahlguß-Behältervarianten miteinander verglichen. Die Gegenüberstellung zeigt, daß die nicht integrierte Bauweise der integrierten wirtschaftlich überlegen ist: Neben geringeren Herstellungskosten können eine höhere Verfügbarkeit - bedingt durch die guten Reparaturmöglichkeiten - und eine größere Flexibilität bezüglich der Verwendung eines Behältertyps sowohl zur Stromerzeugung als auch zur Bereitstellung von Prozeßwärme als Vorteile aufgeführt werden.

Bei entsprechenden konstruktiven Maßnahmen kann die nicht integrierte Bauweise in sicherheitstechnischer Hinsicht als gleichwertig bezeichnet werden, es ist möglich, den gesamten Primärkreis berst sicher einzuschließen.

Für die Auslegung der Behälterkomponenten wurde die Variante mit U-Gasführung zugrunde gelegt, da sie weitere Vorteile hinsichtlich des Herstellungsaufwandes und der Verspannung erwarten läßt.

Das erarbeitete Konzept sieht vor, die Segmente des Behältermantels in Vollguß mit gebohrten Spannkabelkanälen auszuführen. Die Größe ist so bemessen, daß eine problemlose gießtechnische Herstellung, mechanische Bearbeitung und Prüfung gewährleistet werden kann. Für den Deckelbereich wurde eine Aufteilung in Hohlgußblöcke gefunden, die trotz der zahlreichen Stoßfugen eine gleichmäßige Verteilung der Absorberstäbe erlaubt.

Für die einzelnen Funktionseinheiten wie Verspannung, Kühlung, Schersicherung und Abdichtung wurden verschiedene Alternativlösungen vorgestellt und die jeweils günstigste im Hinblick auf ein optimales Gesamtkonzept ausgewählt.

Die Berechnung der unter wechselnden Betriebsbedingungen auftretenden Verformungen bzw. Verschiebungen zwischen den Behältersegmenten führt zu der Forderung nach einem flexiblen Dichtsystem. Die Verwendbarkeit der vorgeschlagenen Halbrohrdichtung muß durch geeignete praktische Versuche überprüft werden.

Unter Berücksichtigung der mit vertretbarem Aufwand erzielbaren Bearbeitungsgenauigkeiten wurde im Rahmen der angewandten Rechenmethoden ein für die gleichmäßige Vorspannung der einzelnen Segmente hinreichender Kontakt in den Stoßfugen nachgewiesen. Hier sollte ebenfalls eine vertiefende Behandlung der Problematik anhand von Finite Elemente Rechnungen und mit Hilfe praktischer Versuche erfolgen.

Der abschließende Kostenvergleich des erarbeiteten Konzeptes mit entsprechenden Entwürfen der Reaktorindustrie für einen Spannbeton- und einen Graugußdruckbehälter zeigt, daß der Stahlgußbehälter - trotz der hohen Kosten für den Stahlgußeinsatz - aufgrund des Wegfalls des Liners und des geringeren Aufwandes für das Reaktorschutzgebäude wirtschaftlich durchaus konkurrenzfähig ist.

LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ SCHULTEN, R. et al.:
The Pebble-Bed High-Temperature Reactor as a
Source of Nuclear Process Heat, Vol 1
Jül - 1113 - RG Okt. 1974

- /2/ BROWN, BOVERI & CIE AG, Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH:
300-MWe-Kernkraftwerk Uentrop der HKG mit Thorium-
Hochtemperaturreaktor im VEW-Kraftwerk Westfalen
Druckschrift D HRB 40 100 D, 1973

- /3/ KRÄMER, H. et al.:
Status and Future Trends of HTR-Development in the
Federal Republic of Germany
Presented at ANS Power Division Topical Meeting
"Nuclear Power for Tomorrow"
Atlantik City, New Jersey, 1972

- /4/ DÖRLING, R.:
Liner-Konstruktion und Ausführung beim THTR und die
Sicherheitsumschließungen des KKW Gundremmingen II
in: VGD Kraftwerkstechnik 57, Febr. 1977

- /5/ BEINE, B. et al.:
The Prestressed Cast Iron Pressure Vessel (PCIV):
Its Applicability for Gas- and Water-Cooled Nuclear
Power Reactors and for Burst Protections
in: Nuclear Engineering and Design, Vol. 28, No 3, 1974

- /6/ BATELLE-INSTITUT E. V.:
Untersuchung über die Realisierbarkeit eines
vorgespannten gußeisernen Reaktordruckbehälters
Teil I u. II, Frankfurt 1973

- /7/ KUGELER, M. et al.:
Sind Konzept- und Werkstoffentscheidungen für auf
Druck vorgespannte Kernreaktorbehälter schon heute
möglich?
KFA - IRE - 6/76

- /8/ SCHELER, J.:
Thermodynamische Berechnungen und konstruktive
Auslegung einer Behälterkühlung für einen aus
vorgespannten Stahlgußsegmenten aufgebauten HTR
mit einer thermischen Leistung von 3000 MW_{th}
Jül - 1441, Juli 1977

- /9/ GHH:
Verdampfungskühlanlagen für Hochöfen
GHH Sterkrade, Druckschrift Nr. 13 621

- /10/ Gußblöcke für Super-Protonensynchrotron schützen
vor Radioaktivität und leiten Wärme ab
in: Atom + Strom, Jg. 22 (1976), Heft 2

- /11/ VSL GESELLSCHAFT FÜR BESONDERE BAUVERFAHREN MBH:
Broschüre: Spannbetonbau VSL, Litzenspannverfahren

- /12/ DYCKERHOF & WIDMANN AG:
Dywidag Spannverfahren, Zulassungsbescheid für
Einzelspannglieder vom 1. Jan. 1974

- /13/ MÜHE, L., PHILIPP HOLZMANN AG:
Einzelspannglieder für Vertikalvorspannung mit
Bruchlasten über 1500 Mp,
Zweite Informationstagung über Reaktordruckbe-
hälter aus Spannbeton und ihre Wärmeisolierung,
Brüssel, Nov. 1969

- /14/ BBRV-SUSPA:
Spannglieder BBRV-Suspa, Grundlagen Deutschland 1973
Süddeutsche Spannbetongesellschaft mbH, Langenfeld

- /15/ GREBE, H.-W.:
Untersuchungen zur mechanischen und kerntechnischen
Realisierbarkeit eines vorgespannten Stahlgußbehäl-
ters für einen HTR mit einer thermischen Leistung
von 3000 MW
Veröffentlichung in Vorbereitung

- /16/ BBRV BUREAU BBR ZÜRICH:
Entwicklung und Prüfung der schweren Wickelmaschine
SW 8500 für große Druckbehälter insbesondere der
Reaktorindustrie, No. 6902

- /17/ BBRV BUREAU BBR ZÜRICH:
Broschüre Litzenverspannung

- /18/ WRAGE, S.:
Konstruktion und Ausführungstechnik
in: Konstruktiver Ingenieurbau Heft 23
Herausgeber: W. Zerna

- /19/ SCHWIDDER, G.:
Heliumpermeationsversuche
Veröffentlichung in Vorbereitung
- /20/ MAN:
Forschen, Planen, Bauen
Heft 6, April 1975, Augsburg
- /21/ HAMMELMANN, K. H.:
Sicherheitsbericht zum Schweißlippenprüfstand
der KFA
KFA - IRE - Jan. 1977
- /22/ THE INTERNATIONAL NICKEL COMPANY, INC.:
Three Stainless Steel Membrane LNG Tankers
First of Typ Made in USA
in: Nickel Topics, Vol 30, No. 1, 1977, New York
- /23/ DR. FLECK, SCHIESS-FRORIEP, RHEYDT:
Persönliche Mitteilung
- /24/ DÖRRIES, DÜREN:
Abnahmeprotokoll Einständer-Senkrecht-drehmaschine SDE 600
- /25/ PATENTOFFENLEGUNGSSCHRIFT 25 31 951:
Dichtungsanordnung zur Abdichtung von aneinander
angrenzenden Wandungsteilen eines aus mindestens
zwei Wandungsteilen zusammengesetzten Druckbe-
hältern
von H. Hohn, H. Fey, KFA Jülich
- /26/ INIOTAKIS, N., KFA JÜLICH:
Persönliche Mitteilung
- /27/ HOCHTEMPERATUR-REAKTORBAU GMBH:
Vergleich der Behälterkonzepte VGD/SBB im
HTR-K Programm
BA 1684, Juni 1977
- /28/ SCHELER, J.:
Verspannungsmöglichkeiten für einen aus Stahl-
segmenten aufgebauten Hochtemperaturreaktor
KFA - IRE - IB - 7/75